

30-0045/002

INSTITUT FÜR BAUSTOFFKUNDE UND STAHLBETONBAU
DER TECHNISCHEN UNIVERSITÄT BRAUNSCHWEIG
DIREKTOREN: PROF. DR.-ING. K. KORDINA · PROF. DR.-ING. F. S. ROSTASY

30-0045/002

Bestimmung der äquivalenten Branddauer von statisch
bestimmt gelagerten Stahlbetonbalken
bei natürlichen Bränden

(Beitrag zum Berechnungsverfahren nach DIN 18 230 E)

von

Akad. Oberrat Dr.-Ing. U. Schneider
Dr.-Ing. A. Haksever

Dezember 1976

BIBLIOTHEK
Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz
der Technischen Universität Braunschweig
Beethovenstraße 52
D-3300 Braunschweig

Untersuchung im Auftrage des Instituts für Bautechnik, Berlin,
Az.: IV/1 - 5 - 111/75 und IV/1 - 5 - 111 - 76

Postsendungen:
Beethovenstraße 52, 3300 Braunschweig
Erfüllungsort und Gerichtsstand Braunschweig

Fernsprecher: (05 31) 391 22 81

Fernschreiber: 9 52 698 lbatb d

Zurücksendung von Verzeichnissen wird dringend empfohlen. Zuschriften nur an das Institut zu richten. Bitte für eine Antwort sorgen.

Inhaltsverzeichnis

	Seite
Zusammenstellung der verwendeten Bezeichnungen	3
<u>1. Einleitung</u>	5
1.1. Grundlagen der brandschutztechnischen Bemessung	5
1.2. Problemstellung	12
<u>2. Berechnungsgrundlagen</u>	18
2.1. Thermodynamische Probleme	18
2.1.1. Brandverlauf bei natürlichen Bränden	18
2.1.2. Wärmeübergang bei natürlichen Bränden	19
2.2. Mechanisch-technologische Probleme	26
2.2.1. Materialeigenschaften von Stahl und Beton unter hoher Temperatur	26
2.2.2. Verhalten von Stahlbetonbalken im Normbrand	31
<u>3. Ergebnisse der Berechnungen</u>	38
3.1. Verformungsverhalten von Stahlbetonbalken bei natürlichen Bränden	38
3.1.1. Erwärmung der Zugbewehrung	38
3.1.2. Durchbiegungen	40
3.1.3. Durchbiegungsgeschwindigkeit in Feldmitte	42
3.1.4. Verschiebungen und Verdrehungen am Auflager	45
3.2. Äquivalente Branddauer von Stahlbetonbalken bei natür- lichen Bränden	49
3.2.1. Vorbemerkungen	49
3.2.2. Untersuchungsergebnisse	49
<u>4. Schlußfolgerungen</u>	55
4.1. Abschließende Betrachtung der Ergebnisse	55
4.2. Bedeutung für die Praxis	58
<u>5. Literaturverzeichnis</u>	59

Liste der Bezeichnungen

Symbol	Dimension	Benennung
A	m^2	Grundfläche, Brandabschnittsfläche
A_F	m^2	Fenster- bzw. Öffnungsfläche
A_t	m^2	innere Oberfläche der Brandkammer
B	$Mcal/m^2$	Brandlast
b	cm	Balkenbreite
C	$kcal/m^2 h K^4$	Strahlungskoeffizient
c_p	$kcal/kg\ grad$	spez. Wärmekapazität
d	m	Wanddicke des Kalorimeters
E	$kcal/m^2 h$	Strahlungswärme
F	m^2	beheizte Kalorimeteroberfläche
f	mm	Durchbiegung in Feldmitte
Gr	1	Grashoff'sche Kennzahl
h	cm	Balkenhöhe, Fensterhöhe
l	cm	Balkenlänge
m	kg/h	Wassermenge im Kalorimeter
Nu	1	Nusseltsche Kennzahl
Pr	1	Prandlsche Kennzahl
Q_{ab}	$kcal/h$	abgeführte Wärmemenge
Q_{zu}	$kcal/h$	zugeführte Wärmemenge
q_k	$kcal/m^2 h$	Wärmestromdichte infolge Konvektion
q_s	$kcal/m^2 h$	Wärmestromdichte infolge Radiation
q_{zu}	$kcal/m^2 h$	Gesamtwärmestromdichte
Re	1	Reynoldsche Kennzahl
T_B	K	absolute Brandraumtemperatur
T_w	K	absolute Oberflächentemperatur
t	min	Zeit
$t_{\bar{a}q}$	min	äquivalente Branddauer
w	m/s	Rauchgasgeschwindigkeit
α_K	$kcal/m^2 h\ grad$	Wärmeübergangszahl für Konvektion
α_S	$kcal/m^2 h\ grad$	Wärmeübergangszahl für Radiation
β_w	kp/cm^2	Würfelfestigkeit des Betons
ϵ	1	mittlere Emissionszahl
λ	$kcal/m h\ grad$	Wärmeleitfähigkeit
σ	$kcal/m^2 h K^4$	Boltzmannsche Konstante

Symbol	Dimension	Benennung
ϑ_A	$^{\circ}\text{C}$	Wasseraustrittstemperatur
ϑ_B	$^{\circ}\text{C}$	Brandraumtemperatur
$\vartheta_{B,ETK}$	$^{\circ}\text{C}$	Temperatur nach DIN 4102
$\vartheta_{B,Mitt}$	$^{\circ}\text{C}$	mittlere Brandraumtemperatur
$\vartheta_{B,Max}$	$^{\circ}\text{C}$	maximale Brandraumtemperatur
ϑ_E	$^{\circ}\text{C}$	Wassereintrittstemperatur
ϑ_w	$^{\circ}\text{C}$	Oberflächentemperatur des Kalorimeters

1. Einleitung

1.1. Grundlagen der brandschutztechnischen Bemessung

Die brandschutztechnische Bemessung und Beurteilung von Bauteilen wird zur Zeit in der Regel aufgrund von genormten Brandversuchen, denen die in Frage stehenden Bauteile unterworfen werden, vorgenommen. In der Bundesrepublik Deutschland ist diese Art der Bemessung und Klassifizierung in DIN 4102 geregelt. Dieses auf Erfahrungen beruhende System von Anforderungen und Prüfbestimmungen führte bislang bei baulichen Anlagen normaler Nutzung zu keinen besonderen Risiken. Diese Tatsache ist umso erstaunlicher, als insbesondere die Festlegungen und Anforderungen des Normbrandes nach DIN 4102 relativ willkürlich sind; denn aus der unendlichen Vielzahl von Brandverläufen wird ein einziger, und zwar nicht einmal der ungünstigste Brandverlauf als maßgebende Brandbeanspruchung für die Bemessung definiert.

In Bild 1 sind einige Temperatur-Zeit-Verläufe, die bei natürlichen Bränden unter bestimmten Bedingungen beobachtet wurden, dem Normbrand gegenübergestellt. Man erkennt daran, daß der Normbrand bei weitem nicht den ungünstigsten Brandfall wiedergibt. In Abhängigkeit von der Brandlast und den vorherrschenden Lüftungsbedingungen - letztere sind in Bild 1 durch A_F/A als Parameter charakterisiert⁺⁾ - sind Brandverläufe denkbar, die wesentlich über dem Normbrand liegen. Andererseits ist jedoch auch vorstellbar, daß in Räumen mit sehr geringen Brandlasten die genormte Brandraumkurve im Falle eines Brandes gar nicht erreicht und damit weit unterschritten wird. Es sind deshalb vielfältige Bestrebungen im Gange, das Prüfverfahren nach DIN 4102 durch Einbeziehung der in der Praxis tatsächlich zu erwartenden Brandbeanspruchungen zu ergänzen. Neben der Bemessung auf der Grundlage eines Normbrandversuches werden somit Bemessungsverfahren angestrebt, die den in wirklichen Schadensfeuern zu erwartenden thermischen Beanspruchungen gerecht werden.

Grundsätzlich kann eine brandschutztechnische Bemessung auf zwei unterschiedliche Arten erfolgen. Einmal nach der in DIN 4102 definierten Prüfmethode und zum anderen auf der Grundlage eines natürlichen Brandes bzw. realen Schadensfeuers, wobei im letztgenannten Fall zwischen der direkten und der indirekten Bemessung unterschieden werden muß. Auf Bild 2 sind die uns zur Verfügung stehenden

⁺⁾ A_F = Fensterfläche, A = Grundfläche des Raumes.
(vergl. Liste der Bezeichnungen)

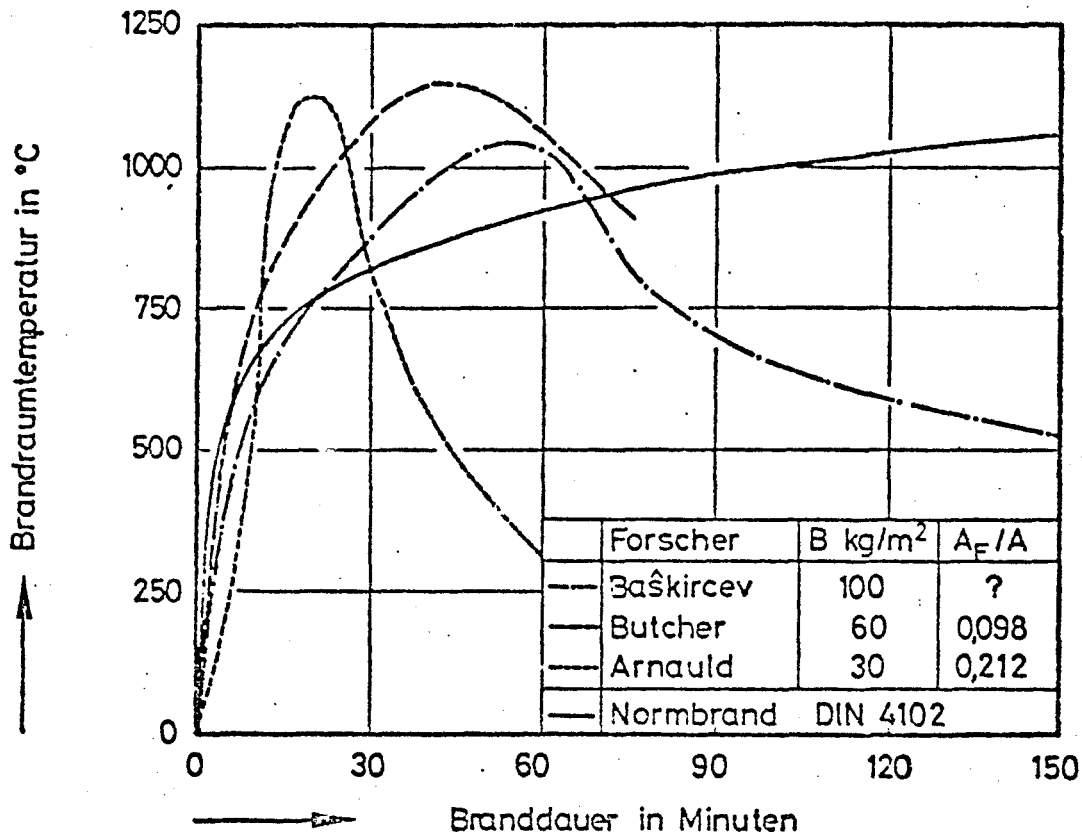


Bild 1: Brandraumtemperaturen bei natürlichen Bränden und dem Normbrand nach DIN 4102

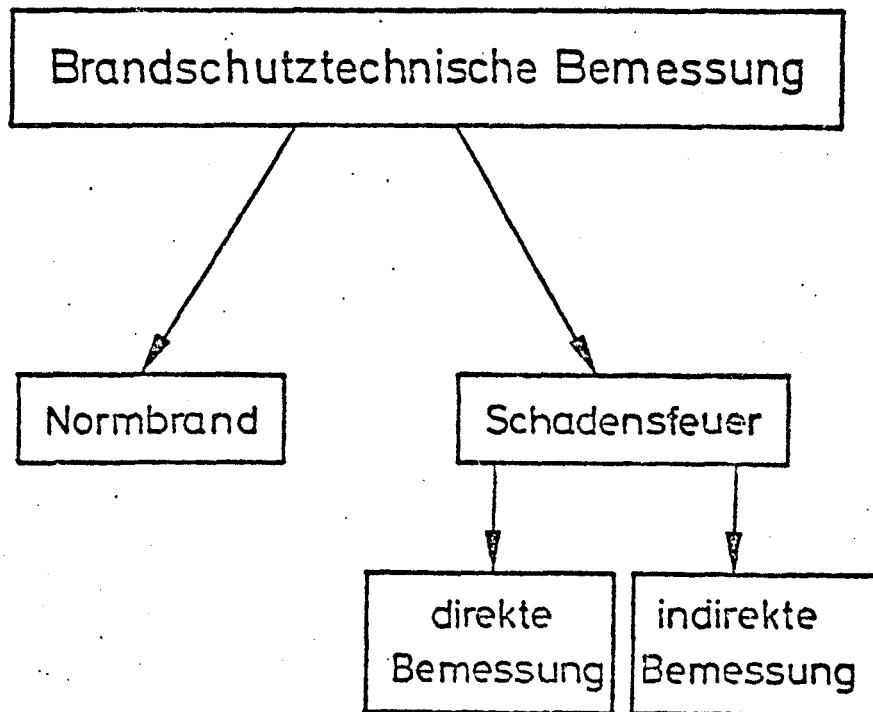


Bild 2: Methoden der brandschutztechnischen Bemessungen

Bemessungsmethoden schematisch dargestellt. Der Normbrand stellt dabei heutzutage praktisch den Regelfall unserer Bemessung dar. Von allen Bemessungsmethoden ist die Bemessung nach dem Normbrandversuch darüber hinaus auch am übersichtlichsten. Bild 3 (linke Seite) zeigt den Ablauf einer solchen Bemessung. Insgesamt sind nur 4 Bemessungsschritte erforderlich, um zu einer brandschutztechnischen Beurteilung eines Bauteils zu gelangen.

Demgegenüber steht die brandschutztechnische Bemessung aufgrund realer Schadensfeuer, die ebenfalls auf Bild 3 (rechte Seite) dargestellt ist. Da sich diese Art der Bemessung in der Praxis nur begrenzt realisieren läßt, stehen theoretische Untersuchungen und Analysen im Mittelpunkt dieses Verfahrens. Im Prinzip sind bei einer derartigen Bemessung drei grundsätzlich verschiedene Bemessungsabschnitte erforderlich, von denen allerdings zwei direkt miteinander gekoppelt sind, was die Anwendung dieses Verfahrens außerordentlich erschwert:

Der erste Bemessungsabschnitt besteht in der Aufstellung einer Wärmebilanzrechnung (s. Bild 4) für das im Katastrophenfall zu erwartende Schadensfeuer. Als externe Größe gehen dabei die Brandlast, die Brandraumgeometrie, die Brandraumlüftung und das Brandraummaterial in die Berechnung ein. Das Ergebnis dieser Analyse ist ein mittlerer Temperatur-Zeit-Verlauf im Brandabschnitt, der im 2. Berechnungsschritt als Eingangsgröße dient.

Der zweite Bemessungsabschnitt dient der Ermittlung der Bauteilbeanspruchungen aufgrund des berechneten Brandverlaufes. Dabei sind neben den Lasten und Auflagerungsbedingungen der den Brandraum begrenzenden Bauteile der zeitlich veränderliche Temperaturverlauf im Brandraum, die jeweils vorherrschenden Wärmeübergangsbedingungen und auch alle thermisch bedingten Änderungen in den Materialeigenschaften der Konstruktionsbaustoffe zu berücksichtigen.

Der dritte Bemessungsabschnitt besteht in einer Bauteilanalyse anhand der berechneten Temperatur-, Spannungs- und Verformungsfelder. Aufgrund dieser Analyse wird über die Zulässigkeit des Entwurfs entschieden. Ist der Entwurf nicht zulässig, muß die Rechnung mit geänderten Bauteilparametern wiederholt werden. Die Wärmebilanzrechnung braucht dabei jedoch nicht erneut durchgeführt zu werden, es sei denn, es werden als Alternative völlig neue Baustoffe im 2. Entwurf vorgeschlagen.

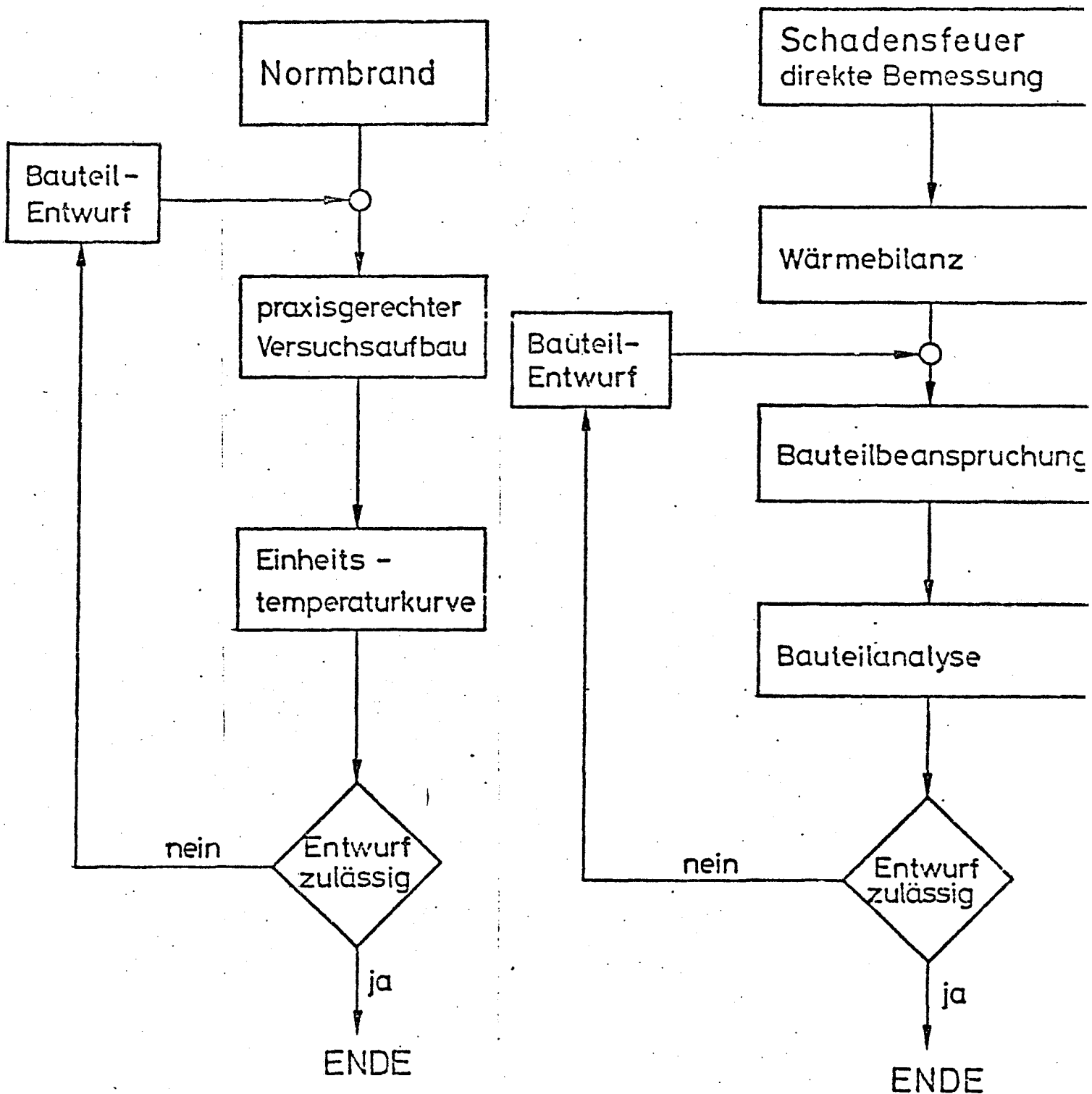


Bild 3: Brandschutztechnische Bemessung nach DIN 4102 und aufgrund realer Schadensfeuer

Wärmebilanz

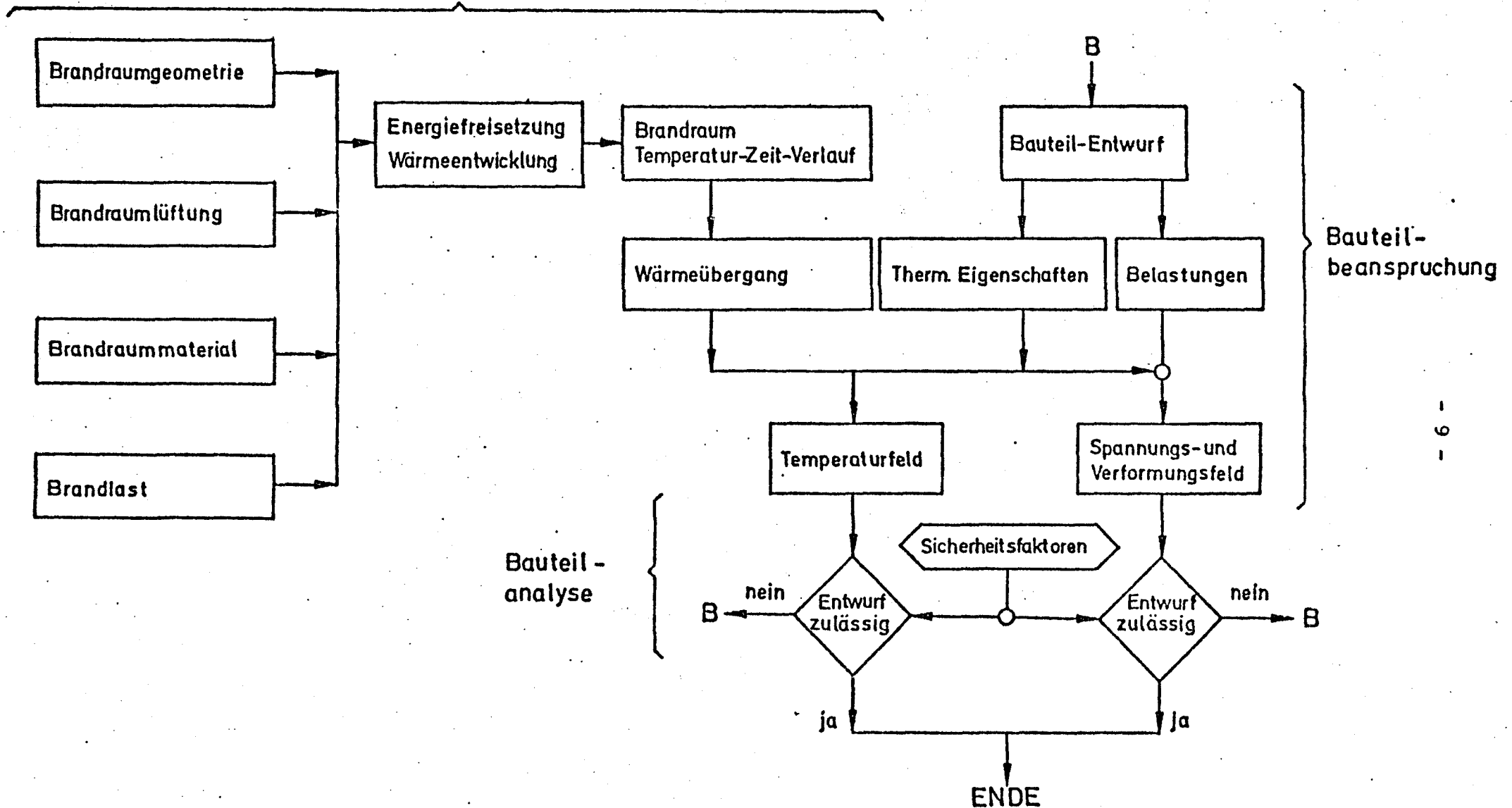


Bild 4: Direkte brandschutztechnische Bemessung aufgrund realer Schadensfeuer

Man sieht also, daß diese Art der brandschutztechnischen Bemessung außerordentlich kompliziert ist. Auf Bild 4 ist ein Bemessungsschema dargestellt. Alle brandschutztechnisch wichtigen Parameter sind darin enthalten. Offenbar hängt diese Bemessungsmethode von sehr vielen Einflußgrößen ab und erscheint nicht sonderlich praktikabel. Es bietet sich deshalb an, die beiden beschriebenen Methoden miteinander zu kombinieren, um zu erreichen, daß die in Normbrandversuchen gesammelten brandschutztechnischen Erfahrungen weiterhin verwendet werden können, andererseits jedoch auch die in realen Schadensfeuern auftretenden Brandbeanspruchungen Berücksichtigung finden können. Eine derartige Möglichkeit ist durch die erwähnte indirekte Bemessung in der Tat gegeben, so daß darauf nun etwas näher eingegangen werden soll.

Auf Bild 5 ist die sogenannte indirekte Bemessungsmethode schematisch dargestellt. Ausgangspunkt der Bemessung ist einerseits eine Wärmebilanz im Brandabschnitt und zum anderen eine Brandbeanspruchung entsprechend der Einheits-temperaturkurve nach DIN 4102. Aus dem Normbrand einerseits und der Wärmebilanz andererseits resultieren naturgemäß bestimmte Brandbeanspruchungen, die bestimmte Brandwirkungen in den Bauteilen hervorrufen. Diese Brandbeanspruchungen bzw. -wirkungen können durch Messungen miteinander in Beziehung gesetzt werden. Anhand der gemessenen oder auch berechneten Werte wird für das reale Schadensfeuer die sogenannte äquivalente Normbranddauer bestimmt, d. h. das reale Schadensfeuer wird in seinen Auswirkungen mit den Auswirkungen eines Normbrandes von bestimmter Dauer auf ein bestimmtes Bauteil (Vergleichs- oder Indikatorbauteil) verglichen. Bild 6 zeigt den Ablauf dieses Beurteilungsverfahrens. Durch Gleichsetzung der maximalen Brandwirkungen, die im natürlichen Brand aufgetreten sind, mit den Brandwirkungen, die im Normbrand nach einer bestimmten Zeit auftreten, wird die äquivalente Branddauer t_{aq} ermittelt, so daß die daran anschließende Bemessung auf der Grundlage des Normbrandes vorgenommen werden kann. Das reale Schadensfeuer wurde somit über ein Indikatorbauteil auf den Normbrand zurückgeführt, und die gesamten in Normbrandversuchen gesammelten brandschutztechnischen Erfahrungen können nun wieder zur Anwendung kommen.

Das hier erläuterte Verfahren sieht an sich sehr verlockend aus und beinhaltet eine der wesentlichen Grundlagen von DIN 18 230 E (Baulicher Brandschutz im Industriebau). Allerdings hat es auch gewisse Schwächen, die offenbar mit der Definition der Brandwirkung und der meßtechnischen Erfassung dieser Größe

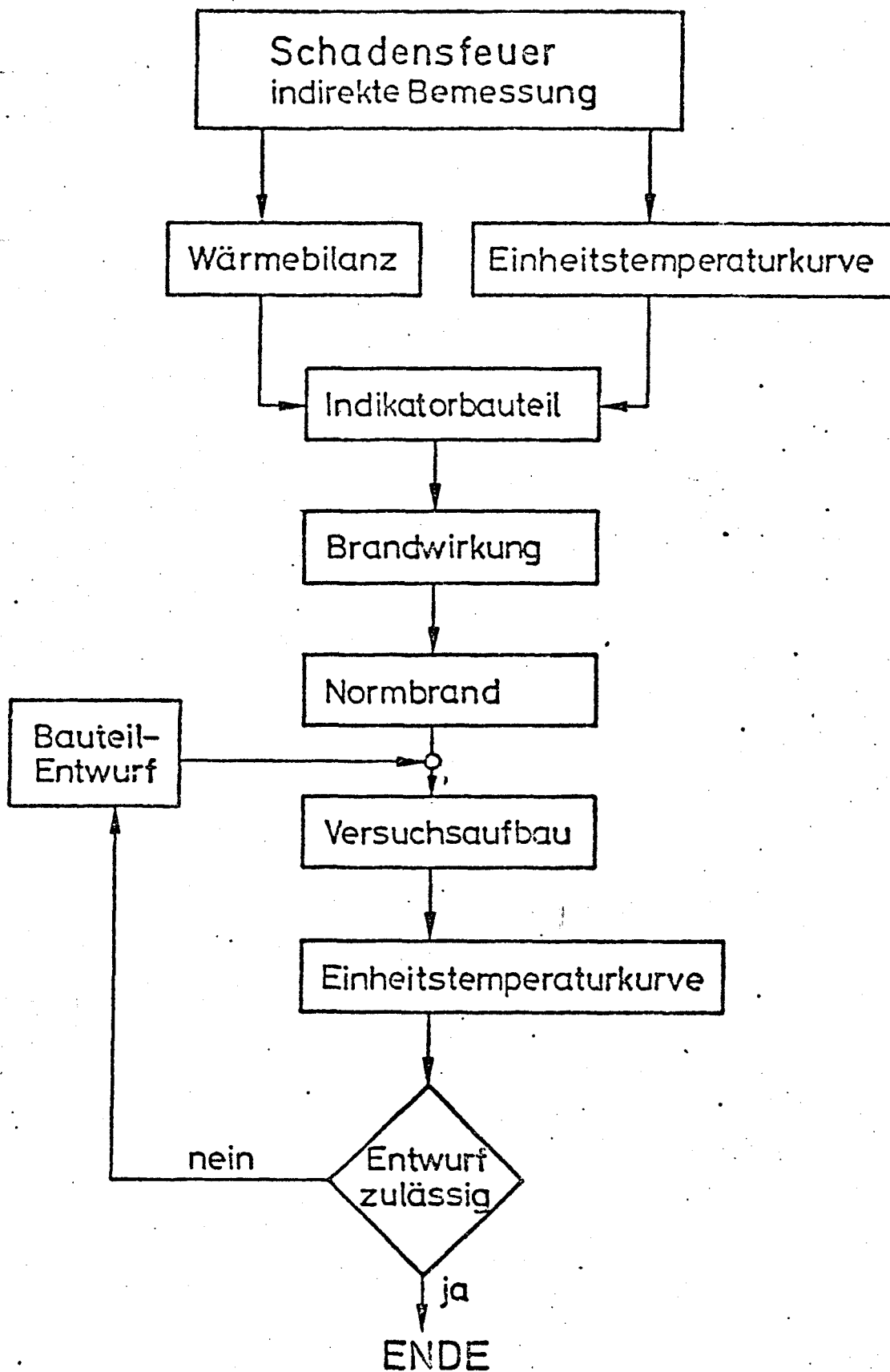


Bild 5: Indirekte brandschutztechnische Bemessung aufgrund realer Schadensfeuer

zusammenhängen. Grundsätzlich muß davon ausgegangen werden, daß alle in einem Brandfall auftretenden Bauteilveränderungen als Brandwirkungen anzusehen sind. Die wichtigsten Veränderungen sind z. B. Temperaturerhöhungen, Durchbiegungen und Verformungen aller Art, Festigkeitsminderungen, aber auch Entwässerungen und chemische Umwandlungen sowie Abbrand- bzw. Verkohlungstiefen. Jede dieser Größen kann als Brandwirkung und somit als Parameter für die Beurteilung einer Brandbeanspruchung am Bauteil angesehen werden; maßgebend ist aber offensichtlich nur jene, die zuerst zu einer Begrenzung der Feuerwiderstandsdauer des zu überprüfenden Bauteiles führt.

1.2. Problemstellung

Der Begriff "äquivalente Branddauer" impliziert, daß bei der Beurteilung eines Schadensfeuers nach verschiedenen Kriterien grundsätzlich die gleichen äquivalenten Branddauern ermittelt werden. Diese sehr umfassende und im Hinblick auf die Vielzahl der verwendeten Bauteile und Baustoffe sicherlich nur mit Einschränkungen zu befriedigende Bedingung soll im folgenden einer näheren Prüfung unterzogen werden. Grundsätzlich ist festzustellen, daß es bisher nicht gelungen ist, ein Indikatorbauteil zu finden, welches für alle Bauteile repräsentativ ist und welches den gesamten Bereich der erwähnten Brandwirkungen in angemessener Weise umfaßt. Die auf diesem Gebiet vorliegenden experimentellen Ergebnisse sind darüber hinaus außerordentlich begrenzt und konzentrieren sich in den Arbeiten von Arnauld et al. [1], Knublauch [2], Schneider [3] und Bechtold [4]

Die bisher umfangreichsten Untersuchungen mit natürlichen Schadensfeuern sind in Metz [1] durchgeführt worden. Dazu wurde u. a. ein innenseitig mit Vermiculiteputz ausgerüstetes Brandhaus mit den Abmessungen 3,7 m x 3,4 m x 3,1 m errichtet, um den Brandverlauf und die Brandwirkungen beim Abbrand von Holzkrippen und die damit verknüpften Fragen zu studieren. Im Rahmen dieser Untersuchungen wurden auch äquivalente Branddauern für Schadensfeuer mit unterschiedlicher Brandlast und Ventilation bestimmt.

Als Indikatorbauteile sind dabei überwiegend Stahlprofile und Stahlplatten verwendet worden. Kalorimetrische Untersuchungen und Messungen an Mauerwerk liegen jedoch auch vor. Bild 7 zeigt ein Ergebnis von solchen Messungen. Man erkennt daran, daß die äquivalente Branddauer bei konstanter Brandlast und Ventilation je nach Indikatorbauteil erhebliche Unterschiede aufweist. Auf Bild 7 sind bei kleinen Brandlasten Differenzen von mehr als 100 % (bezogen auf die an der Stahlplatte gewonnenen Werte bei 15 kg/m² Brandlast) festzustellen.

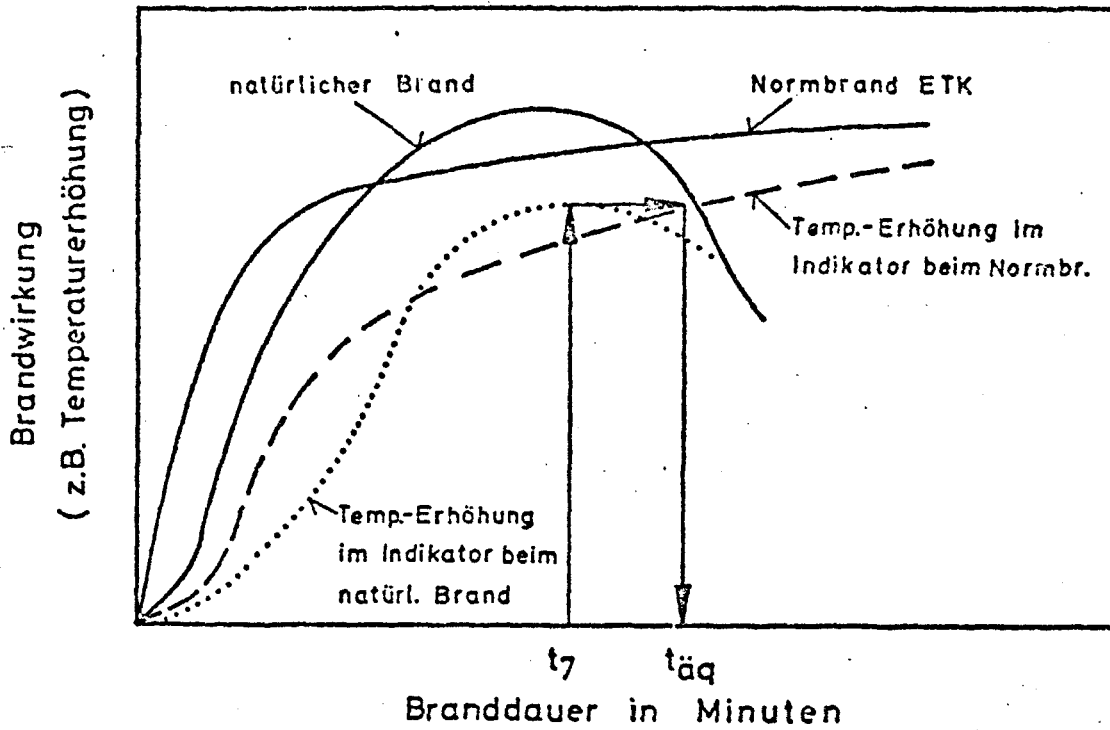


Bild 6: Bestimmung der äquivalenten Branddauer nach einem Temperaturkriterium

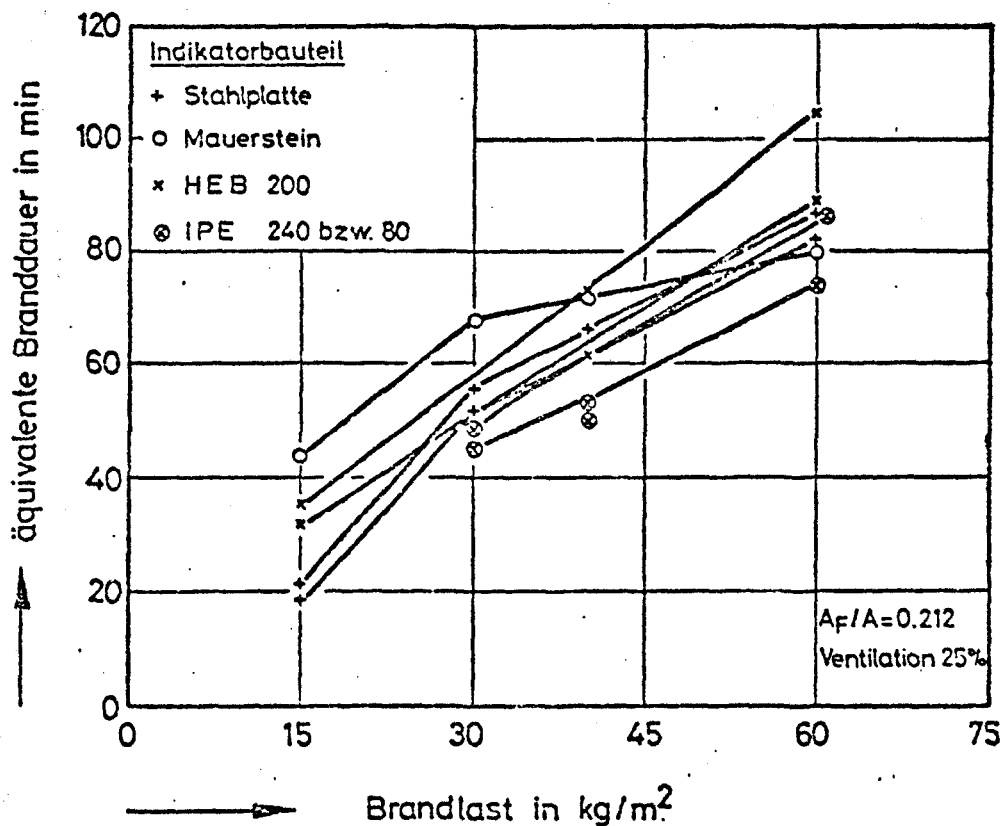


Bild 7: Äquivalente Branddauer von natürlichen Bränden nach verschiedenen Meßverfahren (Versuchsergebnisse aus Metz [1])

Im Prinzip zeigen jedoch alle Messungen die gleichen Tendenzen, d. h. im Rahmen eines Streubandes von etwa 20 bis 30 Minuten Breite nimmt die äquivalente Branddauer bei allen Indikatorbauteilen mit steigender Brandlast kontinuierlich zu.

Untersuchungen von Knublauch [2] und Schneider [3] haben den experimentell gefundenen Bauteileinfluß auf die äquivalente Branddauer bestätigt. Auf Bild 8 sind beispielsweise äquivalente Normbranddauern eines zur ETK konform ablaufenden Brandes für verschiedene Indikatorbauteile angegeben (vergl. [2], S. 43). Man sieht deutlich, daß die Brandwirkungen je nach Meßverfahren bzw. Indikatorbauteil Unterschiede von 20 bis 30 % in der äquivalenten Branddauer aufweisen. Bild 9 zeigt ähnliche Ergebnisse, die jedoch aufgrund von theoretischen Untersuchungen gewonnen wurden [3]. Für zwei konform zur ETK ablaufende Brände mit $\psi_B = 0,75 \cdot \psi_{B,ETK}$ und $\psi_B = 1,25 \cdot \psi_{B,ETK}$ wurden z. B. für eine reale Branddauer von 80 Minuten je nach Indikatorbauteil (Stahl oder Gasbeton) äquivalente Branddauern zwischen 50 und 60 min (75 % ETK) bzw. 115 und 150 min (125 % ETK) ermittelt. Es ist also auch hier wiederum ein deutlicher Bauteileinfluß oder besser Materialeinfluß feststellbar (die Bauteile waren in geometrischer Hinsicht identisch ausgeführt).

Neben den Baustoff- bzw. Materialeinflüssen spielen bei der Bestimmung von $t_{\text{äq}}$ auch Fragen der Meßanordnung eine Rolle. Anhand der bei den Lehrter Versuchen [4] an 24 cm dicken Stahlbetonstützen gewonnenen Temperaturen wurden beispielsweise für 2 Brandlasten die äquivalenten Normbranddauern bestimmt. Es zeigte sich, daß Meßstellen in verschiedenen Meßtiefen deutliche Unterschiede hinsichtlich $t_{\text{äq}}$ ergeben (vergl. Bild 10), eine Beobachtung, die auch durch andere Untersuchungen bestätigt wird [3].

Die vorliegenden Untersuchungen haben somit ergeben, daß die Definition einer äquivalenten Branddauer anhand von Indikatorbauteilen sicherlich ihre Berechtigung hat und bei der Beurteilung der Auswirkungen von Schadensfeuern von Nutzen sein kann. Andererseits wird jedoch deutlich, daß der allgemeinen Anwendung eines solchen Verfahrens natürliche Grenzen gesetzt sind, weil unterschiedliche Bauteile und Baustoffe im natürlichen Brand auch durchaus unterschiedliches Brandverhalten zeigen können. Insbesondere ist die Beurteilung der Brandwirkungen in den vorher genannten Arbeiten überwiegend in Anlehnung an das auf Bild 6 skizzierte Verfahren, d. h. anhand eines Temperaturkriteriums erfolgt. Andere Kriterien sind dagegen relativ selten angewandt worden

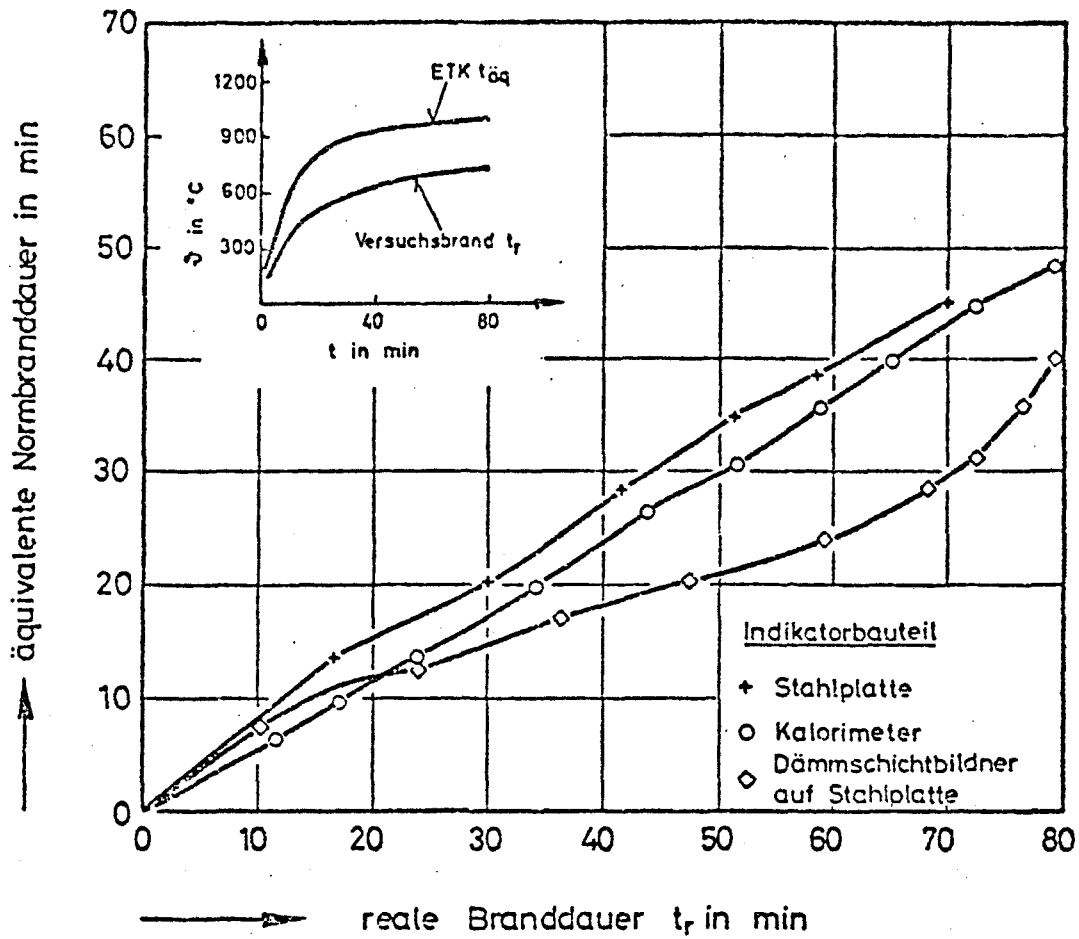


Bild 8: Bauteileinfluß auf die äquivalente Branddauer eines Versuchsbrandes nach Knublauch [2]

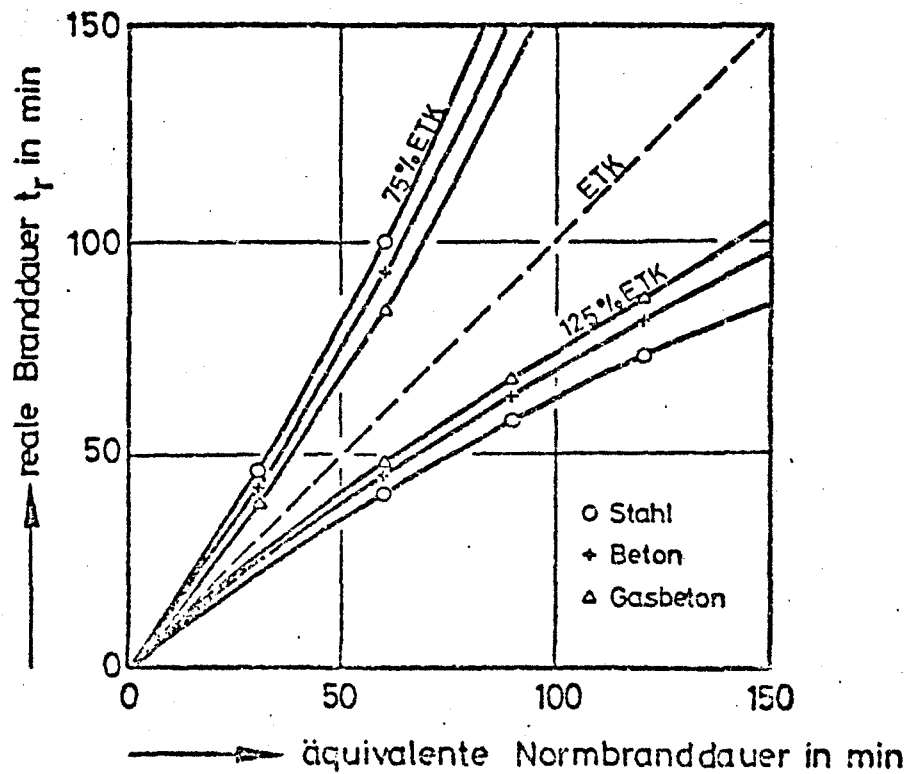


Bild 9: Bauteileinfluß auf die äquivalente Branddauer zweier Versuchsbrände nach Schneider [3]

Eine Ausnahme hiervon bilden die Arbeiten von Knublauch [2], der in seinen Untersuchungen neben dem Temperaturkriterium auch Abbrandtiefen und Wärmestrommessungen zur Bestimmung von $t_{\text{äq}}$ verwendet hat.

Inwieweit sich andere, baupraktisch orientierte Kriterien zur Beurteilung von Brandwirkungen heranziehen lassen, wurde noch nicht untersucht. Dabei ist auch zu bedenken, daß die Beurteilung der Feuerwiderstandsdauer nach DIN 4102 von tragenden auf Biegung beanspruchten Bauteilen aufgrund verschiedener Kriterien erfolgt und z. B. anhand von Verformungskriterien (max. Durchbiegung bzw. Durchbiegungsgeschwindigkeit) vorgenommen wird. Es ist deshalb erforderlich, hierüber zusätzliche Informationen zu erhalten, weil die bisherigen Untersuchungen für gesicherte Aussagen nicht ausreichen.

Mit der vorliegenden Untersuchung soll deshalb eine Antwort auf die Frage gefunden werden, inwieweit die bei Schadensfeuern unterschiedlicher Intensität gewonnenen äquivalenten Branddauern, welche z. B. anhand von Verformungs- und Temperaturkriterien gewonnen werden können, untereinander und mit an Stahlprofilen gewonnenen Meßwerten übereinstimmen. Dabei soll vorzugsweise das Verhalten von Stahlbetonbauteilen untersucht werden. Dieses erscheint deshalb notwendig, weil über Stahlbetonbauteile praktisch keine vergleichbaren Untersuchungen vorliegen. Im Hinblick auf den relativ großen theoretischen Aufwand ist vorgesehen, die Untersuchung zunächst auf das Verhalten von einfach statisch bestimmten und schlaffbewehrten Stahlbetonbalken zu beschränken, wobei davon ausgegangen wird, daß sich aus den Ergebnissen dieser Arbeit einige generelle Aussagen auch über das Verhalten von statisch mehrfach unbestimmten Stabsystemen bei natürlichen Bränden gewinnen lassen.

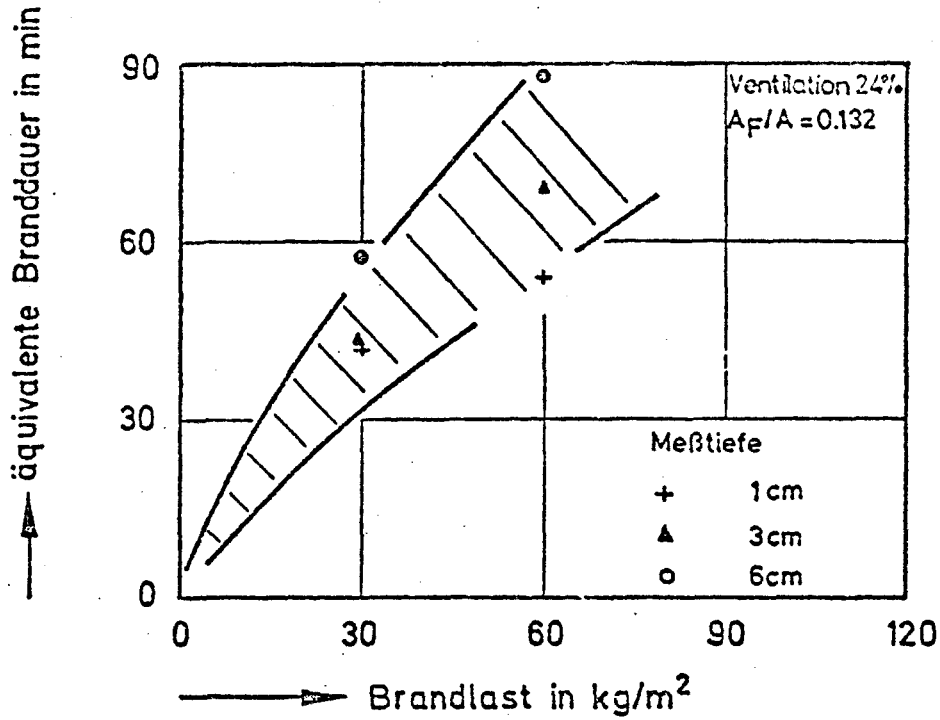


Bild 10: Einfluß der Meßtiefe auf die äquivalente Branddauer (Versuchsergebnisse aus Lehrte [4])

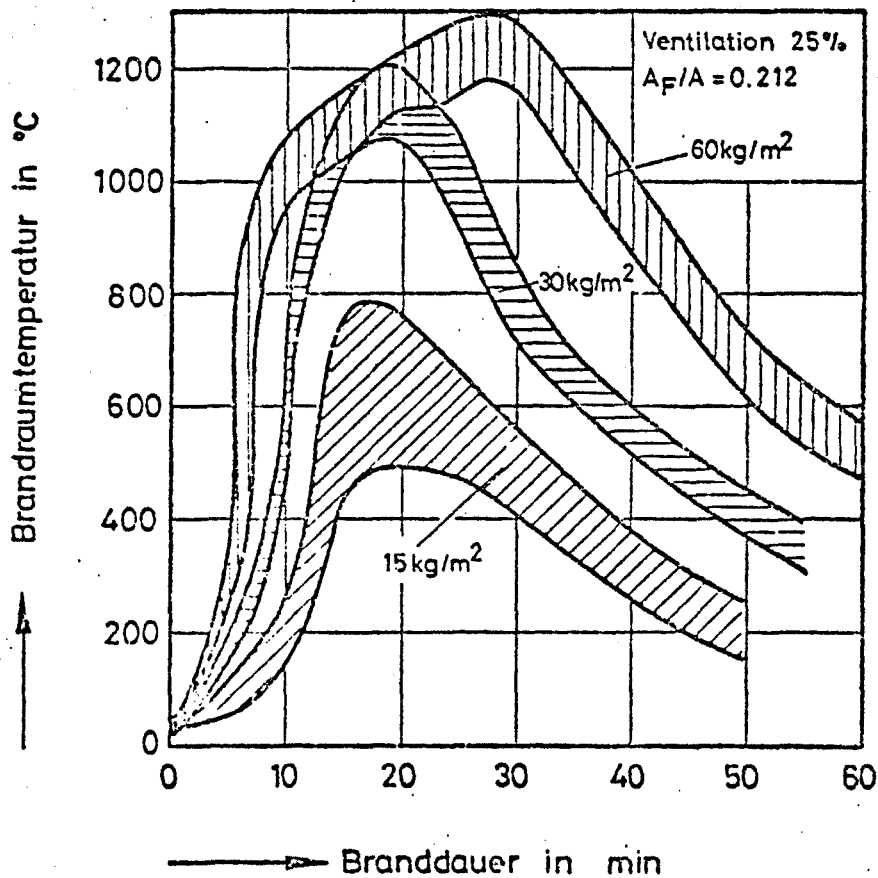


Bild 11: Streubereich der Brandraumtemperaturen nach Versuchsergebnissen aus Metz [1]

2. Berechnungsgrundlagen

2.1. Thermodynamische Probleme

2.1.1. Brandverlauf bei natürlichen Bränden

Untersuchungen über den Brandverlauf bei natürlichen Bränden haben ergeben, daß je nach Brandlast, d. h. deren Art, Form und Verteilung, und Brandraumventilation ⁺⁾ in der Praxis mit sehr unterschiedlichen Brandabläufen zu rechnen ist [1, 4, 5 und 6].

Dabei reicht die Spanne möglicher Brandverläufe von den nicht sehr intensiven, dafür aber umso länger andauernden Schwelbränden bis hin zu einem sich rasch entwickelnden Vollbrand mit optimaler Luftzufuhr und Verbrennung. Im ersten Fall sind Brandraumtemperaturen zu erwarten, die deutlich unterhalb der im Normbrand nach DIN 4102 auftretenden Temperaturen liegen, wohingegen im zweiten Fall in der Regel Temperaturen oberhalb der Einheitstemperaturkurve ⁺⁺⁾ auftreten und auch der Temperaturanstieg im allgemeinen in wesentlich kürzerer Zeit erfolgt als die ETK-Kurve in DIN 4102 wiedergibt.

Im Hinblick auf die Zielsetzung des vorliegenden Berichts war es erforderlich, aus der Vielzahl möglicher Brandverläufe eine begrenzte Zahl charakteristischer Verläufe auszuwählen und als Rechengrundlage zu benutzen. Dabei erschien es gangbar und zweckmäßig, möglichst solche Brandverläufe auszuwählen, in denen vorwiegend Temperaturen oberhalb der ETK auftreten, weil die zur Diskussion stehenden Stahlbetonbauteile durchweg hohe Feuerwiderstandsdauern aufweisen. Zu geringe Brandbeanspruchungen hätten in diesem Zusammenhang voraussichtlich zu weniger aussagefähigen Ergebnissen geführt. Als maßgebende Brandraumtemperaturen wurden die auf den Bildern 11 und 12 angegebenen Werte gewählt. Bild 11 zeigt Versuchswerte aus Metz [1], die in der isolierten Brandkammer (vergl. Abschn. 1.2) bei 25 %-iger Ventilation ⁺⁺⁺⁾ gewonnen wurden. Da es schwierig ist

⁺⁾ Be- und Entlüftung des im Brand befindlichen Gebäudes bzw. Gebäudeabschnitts

⁺⁺⁾ Im folgenden mit ETK abgekürzt.

⁺⁺⁺⁾ 25 % Ventilation bedeutet (vgl. [1]), daß 25 % der Frontseite von der Brandkammer in Metz als Öffnung dienen.

aus solchen Versuchen die für die Brandbeanspruchung maßgebenden Temperaturen zu gewinnen ⁺⁾ , sind auf Bild 11 die Streubreiten der minimalen bzw. maximalen Brandraumtemperaturen angegeben. Man erkennt daran, daß das Temperaturgefälle im Brandraum zeitweise über 200 °C betragen hat, was die Definition einer "mittleren" Brandraumtemperatur außerordentlich erschwert. Bild 12 zeigt die in [1] angegebenen "mittleren" Brandraumtemperaturen der hier zu diskutierenden Brandverläufe. Weiterhin ist auf diesem Bild eine mit 100 kg/m² Holzbrandlast erzeugte Brandraumkurve angegeben, die einer russischen Veröffentlichung entnommen ist. Derart hohe Brandlasten sind bisher experimentell sehr selten verifiziert worden.

2.1.2. Wärmeübergang bei natürlichen Bränden

Über die bei natürlichen Bränden auf die Bauteile einwirkenden konvektiven und radiativen Wärmeströme ist bisher nur wenig bekannt. Die wenigen Literaturstellen zu diesem Problem [7 und 8] sind vorwiegend so speziell, daß daraus Aussagen allgemeiner Art kaum zu gewinnen sind. Für rechnerische Untersuchungen an brandbeanspruchten Bauteilen ist die Kenntnis der Wärmeübergangsbedingungen jedoch insofern wichtig, weil nur damit und mittels der als bekannt vorauszusetzenden Brandraumtemperaturen die instationäre Temperaturentwicklung in den Bauteilquerschnitten rechnerisch bestimmt werden kann. Dieses gilt nicht nur für den Fall eines natürlichen Schadenfeuers, sondern selbstverständlich auch für Brandverläufe entsprechend der ETK.

Grundsätzlich lassen sich natürlich die für den Wärmeübergang entscheidenden Mechanismen im Fall des Schadenfeuers auf die aus der Wärmetechnik bekannten dimensionslosen Gleichungen für die Konvektion

+) Die Schwierigkeit ergibt sich aus dem instationären Ablauf des Brandgeschehens, was dazu führt, daß die Brandbeanspruchung der Bauteile im Deckenbereich wesentlich höher ist als im Bereich des Bodens. Ein thermischer Strahlungsausgleich - abgesehen von der Fensteröffnung - des geschlossenen Brandraumes, wie z. B. bei Normbrandversuchen zu beobachten, findet unter diesen Bedingungen voraussichtlich nur begrenzt statt. Es ist somit zweifelhaft, inwieweit mittlere Brandraumtemperaturen allein (vgl. Bild 12) das tatsächliche Brandgeschehen im gesamten Brandraum wiedergeben können.

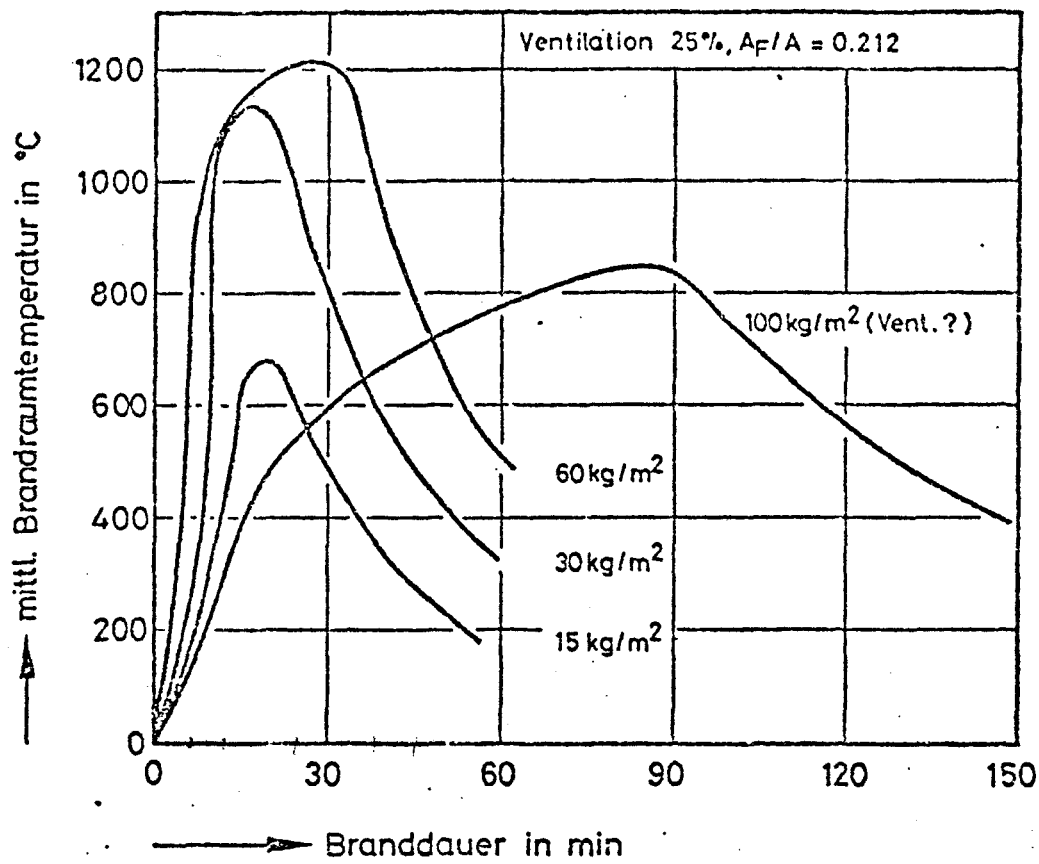


Bild 12: Mittlere Brandraumtemperaturen bei natürlichen Bränden

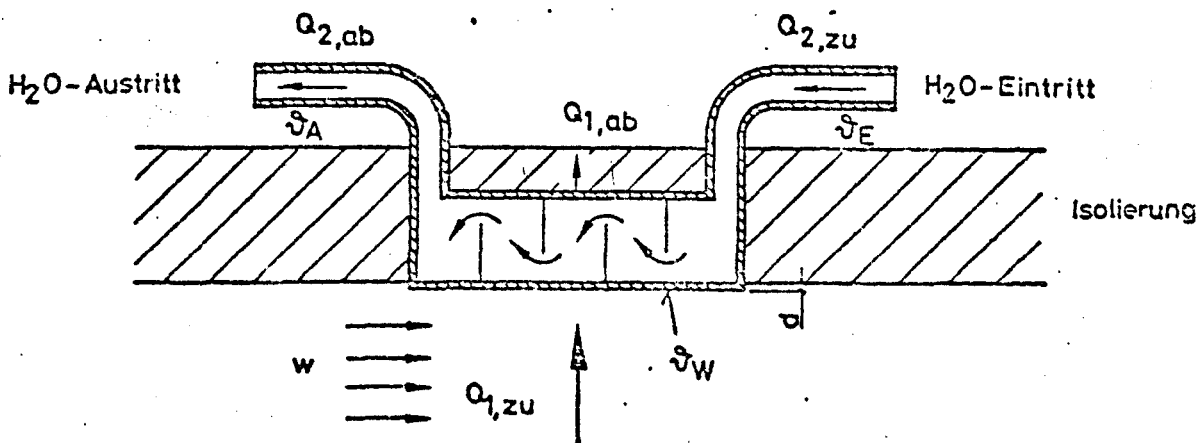


Bild 13: Meßanordnung zur Bestimmung der Wärmestromdichten bei Versuchsbränden

$$Nu = f (Re, Pr, Gr) \quad +) \quad (1)$$

und Strahlungsbeziehungen

$$E = f (C, T_B, T_W) \quad (2)$$

zurückführen; zur Anwendung dieser Beziehungen ist es jedoch erforderlich, die darin auftretenden wärmetechnischen Parameter zu bestimmen. In der vorliegenden Arbeit wurde dieses Problem durch Auswertung der bei den "Metzer Versuchen" durchgeführten kalorimetrischen Messungen gelöst, d. h. aufgrund einer Wärmebilanz wurden die mit dem Kalorimeter bestimmten Wärmeströme in einem konvektiven und radiativen Anteil gespalten und daraus die gesuchten Parameter ermittelt.

Bild 13 zeigt die verwendete Meßanordnung. Nach dem 1. Hauptsatz erhält man für die Wärmebilanz des Kalorimeters

$$\Sigma Q_{zu} - \Sigma Q_{ab} = 0. \quad (3)$$

Unter Vernachlässigung der Verlustwärme und einer sehr geringen Änderung der kinetischen Energie des Kühlwassers ergibt sich daraus die feuerseitige Oberflächentemperatur des Kalorimeters zu

$$\dot{q}_w = \dot{q}_{zu} \cdot \left\{ \left(\frac{d}{\lambda} \right) + \frac{1}{2} \frac{F}{\dot{m} \cdot \xi \cdot c_p} \right\} + \dot{q}_E, \quad (4)$$

wobei auf der Innenseite als zulässige Annahme ein sehr hoher Wärmeübergang ($\alpha_i = \infty$) vorausgesetzt ist. Für den konvektiven Wärmeübergang erhält man damit

$$\dot{q}_k = \alpha_k \cdot (\dot{q}_B - \dot{q}_w), \quad (5)$$

und der Strahlungsanteil kann durch

$$\dot{q}_s = \dot{q}_{zu} - \dot{q}_k \quad (6)$$

+) Formelzeichen und Symbole sind am Anfang des Berichts erklärt.

ermittelt werden, woraus sich eine mittlere Emissionszahl

$$\epsilon = \frac{q_s}{\sigma (T_B^4 - T_W^4)} \quad (7)$$

für ein bestimmtes Schadensfeuer bestimmen läßt.

Der Wärmeübergang infolge Konvektion wurde unabhängig von der Lage des Kalorimeters im Brandhaus nach der im VDI-Wärmeatlas angegebenen Beziehung

$$N_u = 0,66 \frac{4}{\lambda} \cdot Re^{0,5} \cdot Pr^{0,333} \quad +) \quad (8)$$

ermittelt. Aus dieser Formel ergeben sich je nach Gasgeschwindigkeit und -temperatur Konvektionszahlen von 10 bis 30 kcal/m²h°C. Vergleichsrechnungen haben ergeben, daß bei Verwendung von Formeln für die freie Konvektion bzw. bei Kombinationen von Formeln für die freie und erzwungene Konvektion Wärmeübergangszahlen ermittelt werden, die um den Faktor 4 bis 10 kleiner sind als die nach der obigen Formel berechneten Werte, so daß sich teilweise nicht mehr plausible Konvektionszahlen ergeben. Weiterhin wurde festgestellt, daß in guter Übereinstimmung mit der obigen Formel der konvektive Wärmeübergang bei laminarer Gasströmung im Brandraum nach der Näherungsformel

$$\alpha_K = (7,38 + 0,00224 \cdot v_B) \cdot w^{0,5} \quad (9)$$

berechnet werden kann, d. h. neben einem geringen Einfluß aus der Gastemperatur ist für den konvektiven Wärmeübergang unter diesen Bedingungen die Gasgeschwindigkeit als entscheidender Parameter anzusehen. Ähnliche Beziehungen werden auch von Schack [9] angegeben.

Unter Annahme verschiedener (zeitlich konstanter) Gasgeschwindigkeiten wurden die Meßergebnisse von Metz analysiert. Bild 14 zeigt zunächst die gemessenen Wärmestromdichten im Decken- und Wandbereich des Versuchsbrandhauses. Man

+) Im vorliegenden Fall liegen die Re-Zahlen bei 10³ bis 10⁵, d. h. bei einer längsangeströmten Platte oder Wand ist auf jeden Fall eine laminare Strömung zu erwarten.

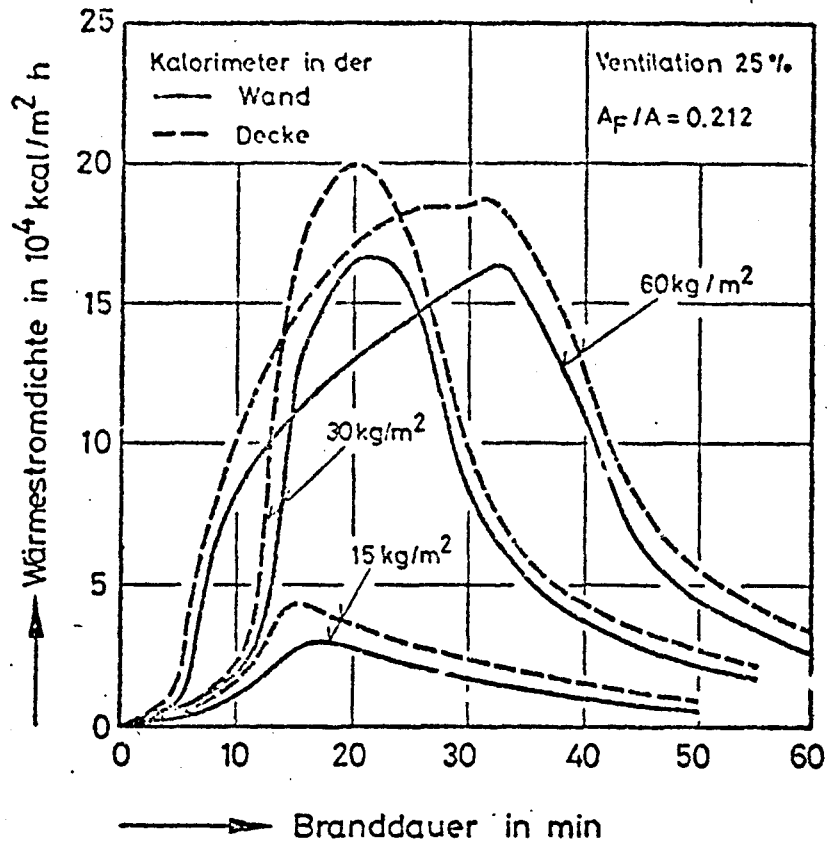


Bild 14: Wärmestromdichten in den Metzger Versuchen [1]

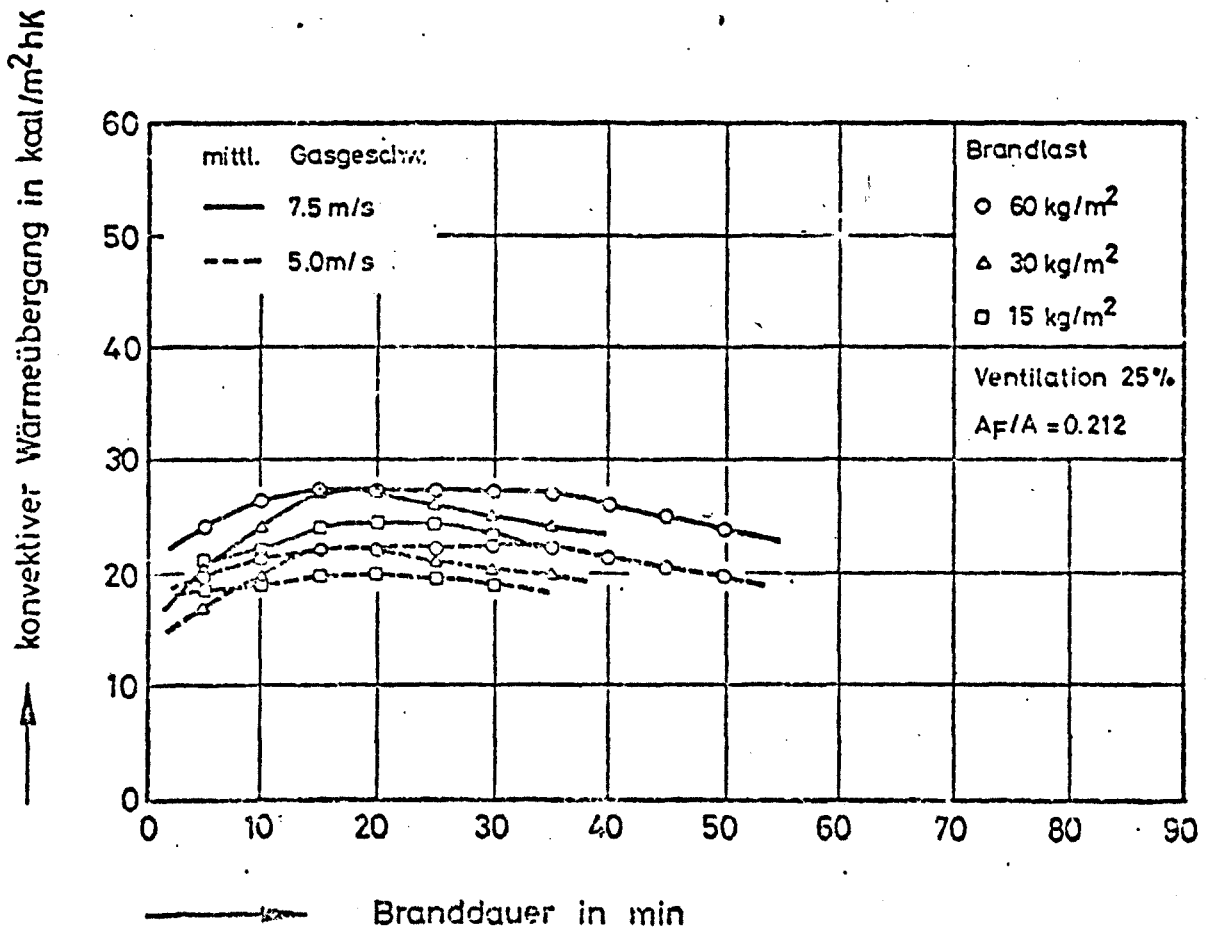


Bild 15: Berechnung des konvektiven Wärmeübergangs nach Gl. (9) für die Metzger Versuche [1]

erkennt daran, daß die Intensität der Brände sehr unterschiedlich war und Wärmestromdichten von $2 \cdot 10^4$ bis $2 \cdot 10^5$ kcal/m²h aufgetreten sind. In der Analyse wurden deshalb die Messungen vom Decken- bzw. Wandbereich getrennt untersucht, wobei jeweils die maximalen bzw. mittleren Brandraumtemperaturen als für den Wärmeübergang maßgebend angesehen wurden. Die so vorgenommenen Auswertungen der Messungen im Wand- und Deckenbereich haben ungefähr zu gleichen Ergebnissen geführt, so daß im folgenden nur die wichtigsten Werte diskutiert werden. Es werden dabei ausschließlich solche Werte behandelt, die aufgrund von kalorimetrischen Messungen im Wandbereich des Brandhauses gewonnen wurden. Als Rechengrundlage dienten dabei immer die auf Bild 12 angegebenen mittleren Brandraumtemperaturen. Bild 15 enthält die je nach Brandverlauf für den konvektiven Wärmeübergang ermittelten α_k -Zahlen, wobei in der Berechnung die angegebene Gleichung (9) zugrunde gelegt wurde. Man erkennt daran, daß unabhängig von der Brandlast im natürlichen Brand mit Wärmeübergangszahlen zwischen 15 und 30 kcal/m²h K zu rechnen ist. Bild 16 zeigt die für den radiativen Wärmeübergang ermittelten α_s -Zahlen. Die ermittelten Werte verlaufen naturgemäß konform zu den sich mit der Brandlast und -dauer ändernden mittleren Brandraumtemperaturen ⁺⁾ , so daß Mittelwerte praktisch nicht angegeben werden können. Die im Rahmen dieser Untersuchungen ermittelten mittleren Emissionszahlen lagen zwischen 0,5 bis 0,8, wobei überraschenderweise eine Brandlastabhängigkeit nicht nachgewiesen werden konnte.

Die vorgelegten Ergebnisse reichen aus, um den Wärmeübergang bei natürlichen Bränden mit der für diese Arbeit erforderlichen Genauigkeit zu beschreiben. Hinsichtlich des Wärmeüberganges infolge Strahlung ist lediglich zu beachten, daß die Emissions- und Einstrahlzahlen der beanspruchten Bauteile zusätzlich berücksichtigt werden müssen. Als mittlere Emissionszahlen für Betonoberflächen sind in der Literatur Werte zwischen 0,7 bis 0,9 zu finden.

⁺⁾ In einigen Fällen ergaben sich allerdings Schwierigkeiten bei der Interpretation der Meßdaten. Es zeigte sich, daß die vorliegenden Ergebnisse der Temperatur- und Wärmestrommessungen nicht zu jedem Zeitpunkt eine thermodynamisch sinnvolle Zuordnung besitzen, so daß sich bei der Auswertung manchmal Werte von $\epsilon > 1$ ergaben.

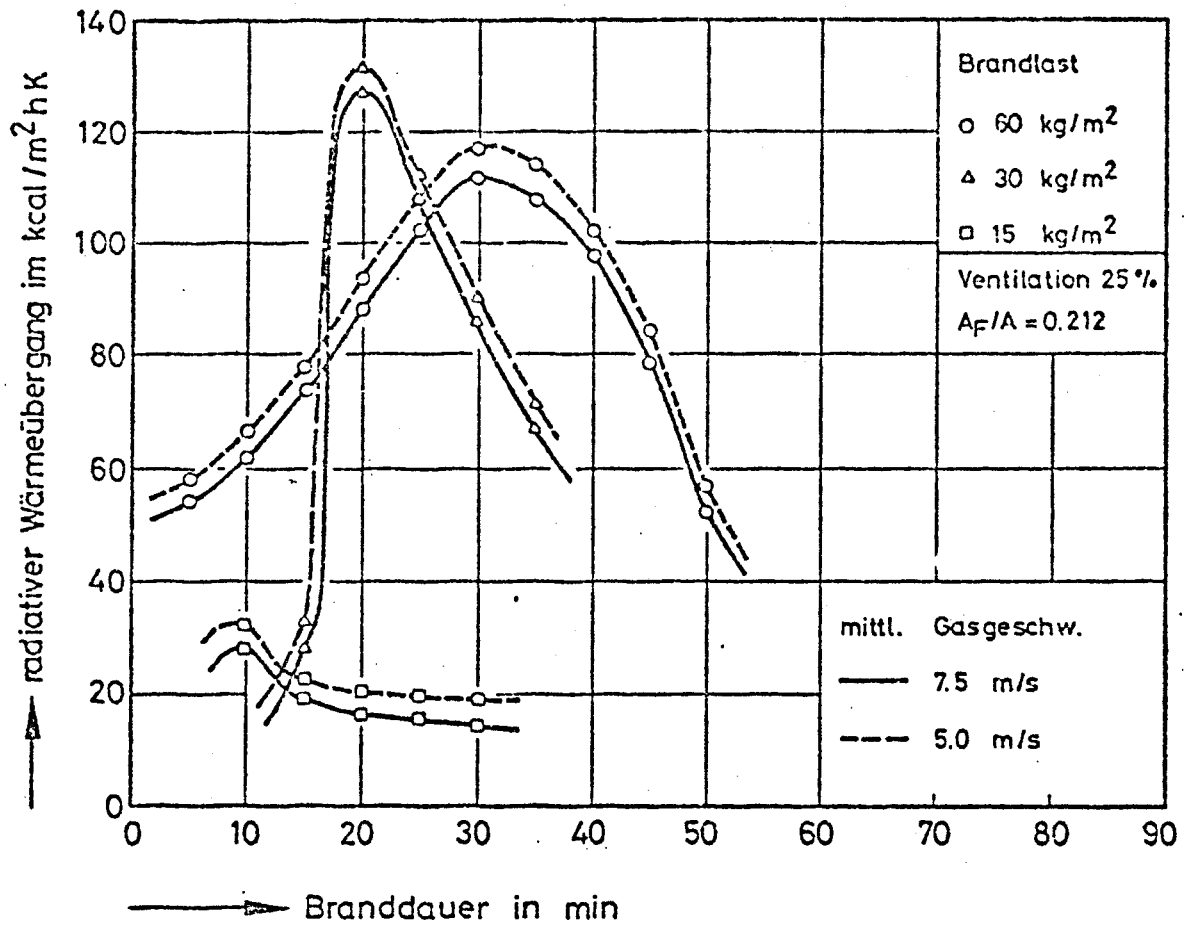


Bild 16: Berechneter radiativer Wärmeübergang für die Metzger Versuche [1]

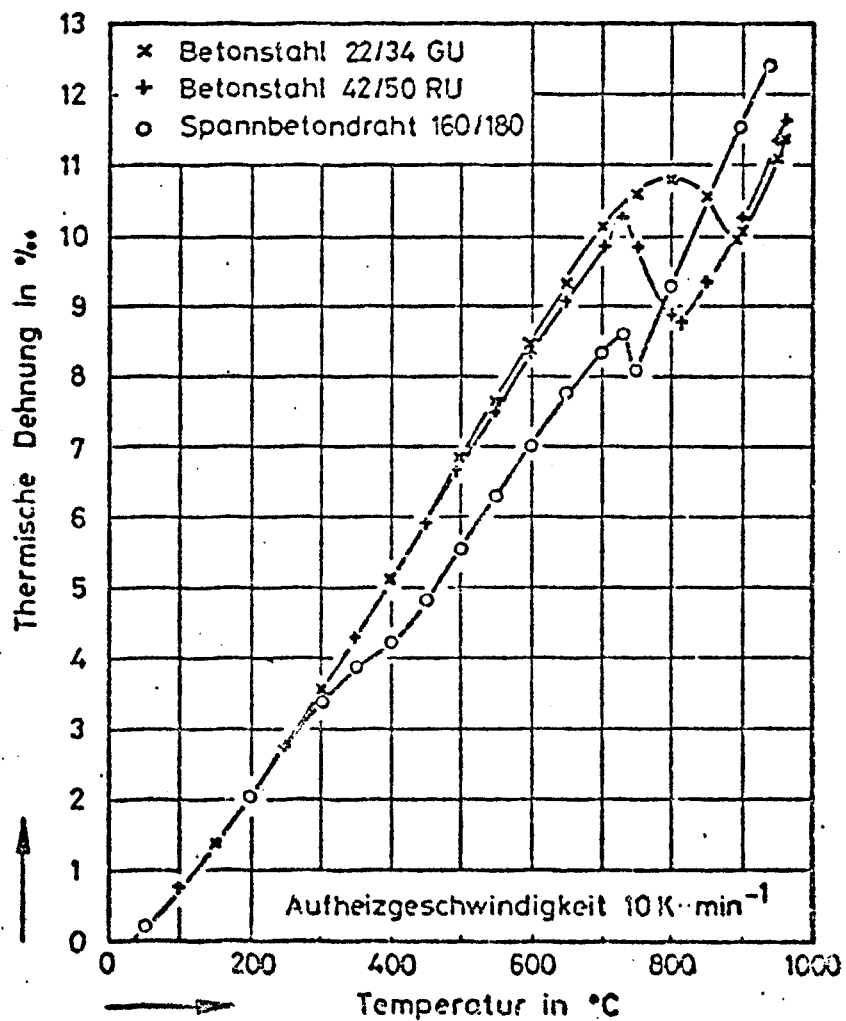


Bild 17: Thermische Dehnung von Beton- und Spannstählen

2.2. Mechanisch-technologische Probleme

2.2.1. Materialeigenschaften von Stahl und Beton unter hoher Temperatur

Das Verhalten brandbeanspruchter Stahlbetonbauteile läßt sich nur anhand von Versuchen oder unter Anwendung komplizierter Rechenverfahren vorhersagen. Solche Verfahren sind erst seit wenigen Jahren bekannt und insbesondere im Rahmen des SFB 148 "Brandverhalten von Bauteilen" weiter entwickelt worden [10, 11]. Voraussetzung für solche rechnerischen Untersuchungen ist eine möglichst genaue Kenntnis der Materialeigenschaften von Stahl und Beton unter hohen Temperaturen, weshalb auch im SFB 148 eine Reihe von Teilprojekten sich ausschließlich mit baustoffkundlichen Fragen befaßt. Zum besseren Verständnis der folgenden theoretischen Untersuchungen seien die in den vorliegenden Berechnungen verwendeten Materialgleichungen hier kurz erläutert.

Die thermische Dehnung von Betonstahl wurde entsprechend Bild 17 gewählt. Es handelt sich dabei um Messungen, die erst kürzlich im SFB 148 (Projekt B 3) gewonnen wurden. Insbesondere hat sich dabei gezeigt, daß naturharte und kaltgezogene Betonstähle BSt 42/50 RU und BSt 42/50 RK bis zu Temperaturen von 700 °C in ihrem Ausdehnungsverhalten praktisch nicht zu unterscheiden sind. Spannstähle zeigen dagegen, wie aus dem Bild 17 hervorgeht, schon bereits knapp oberhalb ihrer Anlaßtemperatur ein davon abweichendes Verhalten.

Die thermische Dehnung von Beton hängt sehr stark von der jeweiligen Betonzusammensetzung ab, wobei der Zuschlag eine maßgebende Rolle spielt. Auf Bild 18 ist die Betondehnung für 3 unterschiedliche Betone dargestellt. Der quarzitische Normalbeton weist naturgemäß die größten Dehnungen auf; Leichtbeton liegt demgegenüber an der unteren Grenze der Meßwerte. In der vorliegenden Berechnung wurden für die thermische Dehnung des Betons die Werte für quarzitische Betone zugrunde gelegt, weil die Zuschlagvorkommen im norddeutschen Raum in überwiegendem Maße aus quarzitischem Material bestehen und somit auch die überwiegende Zahl der Stahlbetonbauteile im Brandfall ein ähnliches Verhalten zeigen dürften.

Ergänzend hierzu sei bemerkt, daß die thermische Dehnung des Betons irreversibel ist, d. h. bei Wiederabkühlung eines unbelasteten Betonbauteils gehen die Verformungen im allgemeinen nicht wieder vollständig auf ihren ursprünglichen Wert zurück. Auf diese Beobachtung wurde in einem anderen Zusammenhang bereits früher hingewiesen (vergl. [12], S. B 3-I-28). Folglich sind im Fall eines

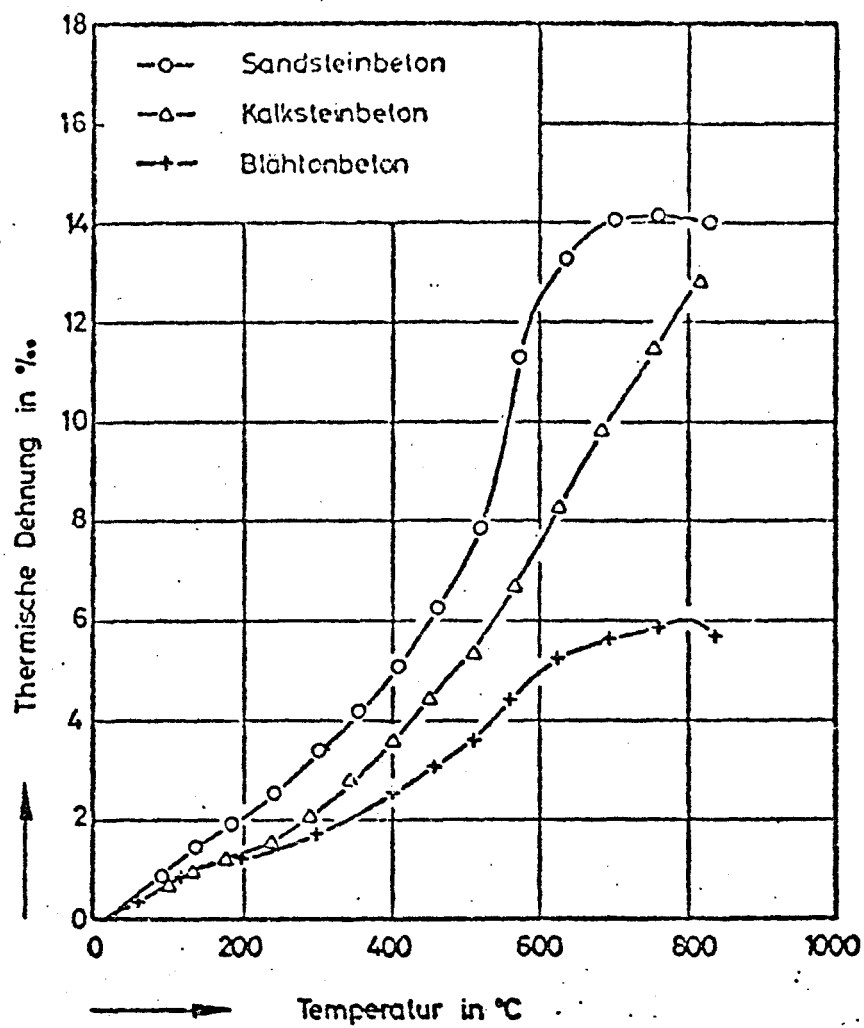


Bild 18: Thermische Dehnung von Betonen mit verschiedenen Zuschlägen

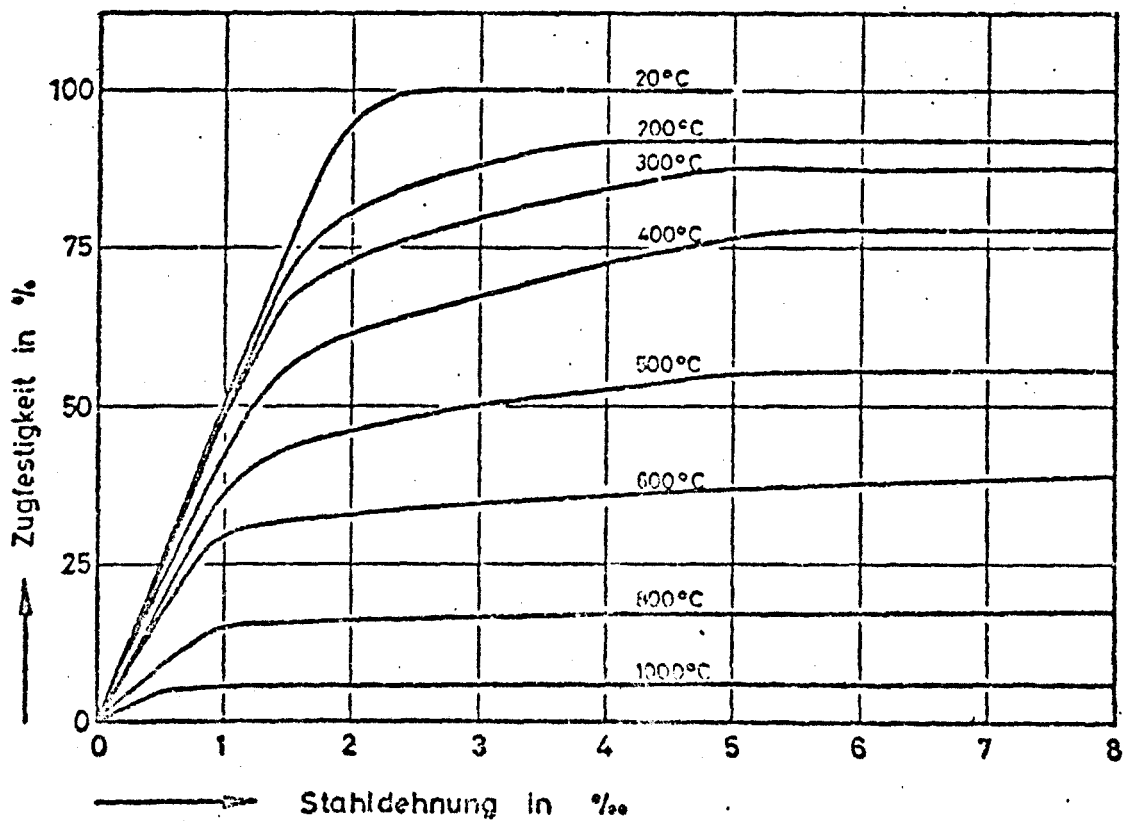


Bild 19: Spannungs-Dehnungs-Beziehung von Betonstahl bei hohen Temperaturen

natürlichen Schadensfeuers auch die thermischen Dehnungen des Betons für die Aufheiz- und Abkühlphase unterschiedlich anzusetzen.

Die lastabhängigen Verformungen für Stahl und Beton bei hohen Temperaturen wurden anhand neuester Warmkriechuntersuchungen festgelegt. Nach den vorliegenden Erfahrungen sind Ergebnisse solcher Untersuchungen für die Berechnung brandbeanspruchter Bauteile geeignet, weil diese Versuchsmethode zur Bestimmung des Baustoffverhaltens weitestgehend den praktischen Verhältnissen entspricht. Für den Betonstahl wurde eine Materialgleichung entwickelt, die sich an die von Twilt [13] angegebenen Warmkriechkurven orientiert. Dabei wurde vorausgesetzt, daß sich die von Twilt angegebenen rechnerischen Beziehungen, die nur für Baustähle nachgewiesen sind auf den Betonstahl BSt 42/50 RK übertragen lassen. Diese ingenieurmäßige Annahme mußte getroffen werden, weil über Betonstähle gegenwärtig keine Warmkriechkurven vorliegen. Bild 19 zeigt die verwendeten Materialgleichungen.

Die Materialgleichung für Beton wurde anhand der im SFB 148 durchgeführten Warmkriechversuchen festgelegt. Bild 20 zeigt das Ergebnis solcher Warmkriechmessungen an einem Beton mittlerer Qualität. In diesen Kurven sind praktisch alle im Beton auftretenden Verformungsanteile, die bei gleichzeitig wirkender mechanischer und thermischer Beanspruchung zu beobachten sind, enthalten. Dazu gehören:

- elastische Verformungen
- nichtelastische Verformungen
- Kriechverformungen
- Schwindverformungen
- thermische Verformungen

Durch Zusammenfassung der thermischen- und Schwindverformungen ⁺⁾ einerseits und der lastabhängigen Verformungen andererseits läßt sich jeder Isotherme von Bild 20 eine σ - ϵ -Beziehung zuordnen, die das mittlere Verhalten des Betons unter Temperatureinwirkung beschreibt. Auf Bild 21 sind die so gewonnenen Materialgesetze für Beton angegeben. In dem gesamten Temperaturbereich lassen sich die Meßwerte näherungsweise durch den Ansatz

⁺⁾ Schwinden ist in der thermischen Dehnung enthalten, weil die Entwässerung des Betons und das Schwinden praktisch Hand in Hand gehen und nicht voneinander zu trennen sind.

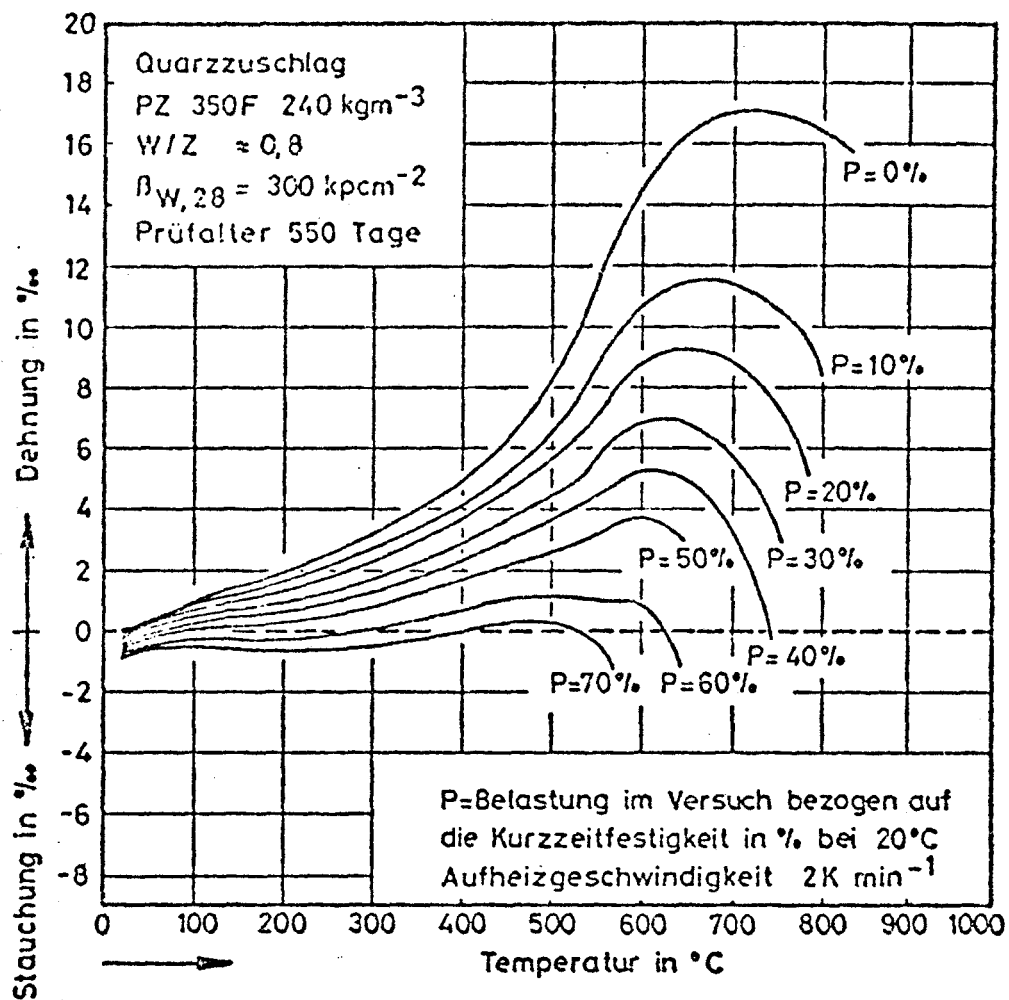


Bild 20: Warmkriechkurven von Normalbeton bei unterschiedlicher Belastung des Querschnitts

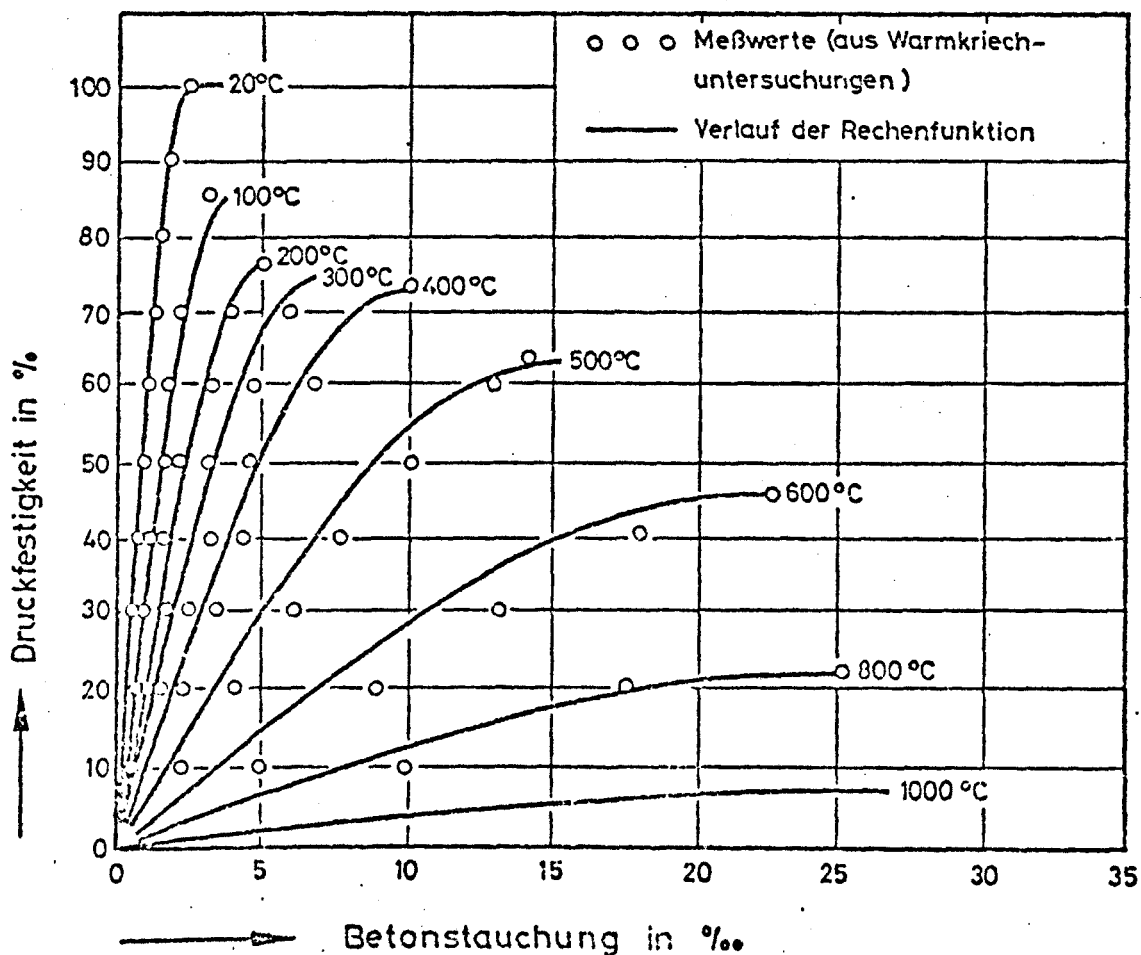


Bild 21: Spannungs-Dehnungs-Beziehung von Normalbeton bei hohen Temperaturen

$$\frac{\sigma(T)}{\sigma(T)_{\max}} = \frac{\epsilon(T)}{\epsilon(T)_{\max}} \cdot \frac{3}{2 + \left(\frac{\epsilon(T)}{\epsilon(T)_{\max}}\right)^3} \quad (10)$$

wiedergeben. Die darin enthaltenen temperaturabhängigen Funktionen $\sigma(T)_{\max}$ und $\epsilon(T)_{\max}$ stellen Polynome 3. Ordnung dar und sind experimentell bestätigt.

Die Einbeziehung einer Abkühlphase in die Berechnungen erfordert zusätzliche Überlegungen hinsichtlich der Materialgleichungen, weil davon ausgegangen werden muß, daß alle Verformungsgesetze irreversibel sind und somit jedem Punkt im Bauteil in dieser Phase ein neues Materialgesetz zugeordnet werden muß ⁺⁾ . Soweit das Verhalten des Betons betroffen ist, kann davon ausgegangen werden, daß in der Abkühlphase praktisch keine Kriechverformungen auftreten (vergl. [12], S. B 3-I-30) und es bot sich deshalb an, zur Ermittlung der irreversiblen lastabhängigen Verformungen ein von der erreichten Maximaltemperatur abhängiges lineares Stoffgesetz einzuführen. Für den Betonstahl sind im Prinzip ähnliche Maßnahmen erforderlich. Die damit verbundenen Probleme wurden hier jedoch umgangen, weil die Stahltemperaturen von Betonbauteilen im natürlichen Brand in der Abkühlphase erfahrungsgemäß noch ansteigen; solange aber an der Bewehrung eine Temperaturzunahme zu beobachten ist, sind besondere Maßnahmen entbehrlich. Es muß dann lediglich beachtet werden, daß die Berechnungen nicht über die maximalen Stahltemperaturen hinaus fortgeführt werden; im Hinblick auf die Zielsetzung dieses Berichts eine vollkommen ausreichende und auch vernünftige Begrenzung der rechnerischen Untersuchungen.

+) Auf die dazu erforderlichen rechentechnisch vorzusehenden Maßnahmen (zusätzliche Speicherung sämtlicher Maximaltemperaturen im Querschnitt einschließlich der dazugehörigen Verformungen und Spannungen) kann im Rahmen dieser Arbeit nicht eingegangen werden. Es sei lediglich darauf hingewiesen, daß die Berechnung der Abkühlphase erhebliche Schwierigkeiten mit sich bringt, weil das Überschreiten der Maximaltemperatur in einem beliebigen Querschnittsbereich zusätzliche Maßnahmen zur Erfassung der Belastungsgeschichte erforderlich macht.

2.2.2. Verhalten von Stahlbetonbalken im Normbrand

Die relativ aufwendigen Methoden zur Berechnung des Verhaltens von Stahlbetonbauteilen im Brandfall können hinsichtlich ihrer Aussagefähigkeit nur anhand eines Vergleichs von Versuchs- und Rechenergebnissen kontrolliert werden. Da über statisch bestimmt gelagerte Stahlbetonbalken die Ergebnisse aus mehreren Brandversuchen vorliegen, bot es sich an, die Genauigkeit des benutzten Rechenverfahrens einschließlich der in Ansatz gebrachten Materialgleichungen durch einen solchen Vergleich zu überprüfen. Dazu wurden die in [14] veröffentlichten Normbrandversuche an Stahlbetonbalken mit 15/35 cm bzw. 20/40 cm Querschnitt und 4,75 m Stützweite verwendet. Auf den Bildern 22 und 23 sind die gefundenen Ergebnisse zusammengestellt. In beiden Fällen ist sowohl hinsichtlich der gemessenen bzw. berechneten Durchbiegungen der Stahlbetonbalken in Feldmitte als auch bezüglich der ermittelten Feuerwiderstandsdauern eine gute Übereinstimmung festzustellen. Deutliche Abweichungen zwischen Messung und Rechnung treten lediglich bei Versuchsbeginn auf, eine Erscheinung, die zur Zeit noch nicht vollständig geklärt ist.

Die Bilder zeigen darüber hinaus den Einfluß der Streckgrenze des Betonstahles auf die Durchbiegungen und Feuerwiderstandsdauern der Stahlbetonbalken. Da die für den St III a angegebene Streckgrenze von 4200 kp/cm^2 nur ein Fraktilenwert ist, werden die in der Praxis auftretenden Streckgrenzen im Rechenprogramm durchweg unterschätzt, weil dort vorzugsweise mit der Nennfestigkeit gearbeitet wird. Allerdings zeigen die Bilder 22 und 23, daß die willkürliche Anhebung der Streckgrenze des Bewehrungsstahles von 4200 auf 4800 kp/cm^2 lediglich eine Erhöhung der Feuerwiderstandsdauer von etwa 5 Minuten bewirkt. Der Einfluß einer erhöhten Streckgrenze auf die Feuerwiderstandsdauer ist offenbar kleiner als von vornherein zu erwarten war.

Ähnlich gute Übereinstimmungen ergaben sich hinsichtlich der gemessenen und berechneten Bewehrungstemperaturen für die hier untersuchten Beispiele. Ein Vergleich der einzelnen Werte erschien jedoch nicht erforderlich, weil sich gegenüber dem Vorhergesagten keine neuen Gesichtspunkte ergeben haben. Allerdings ist von vornherein klar, daß große Genauigkeiten in brandschutztechnischen Berechnungen nur dann erreichbar sind, wenn die Temperaturfelder in den Bauteilen sicher vorhergesagt werden können.

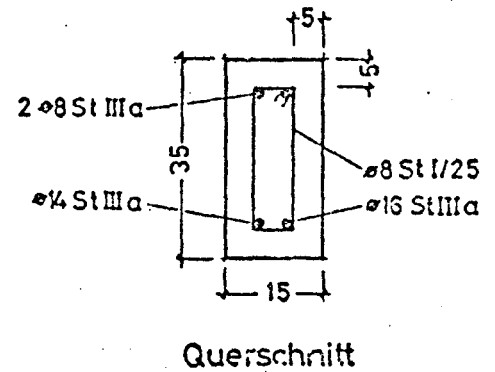
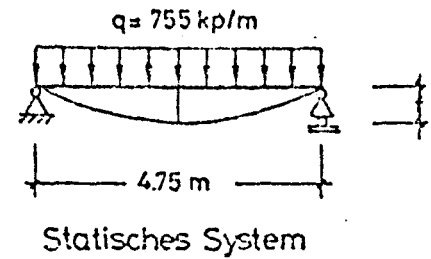
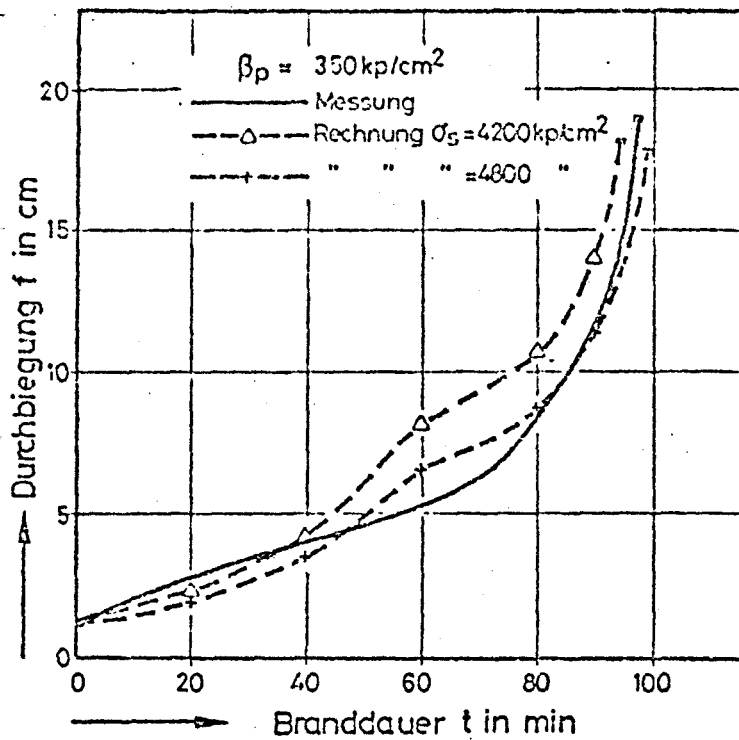


Bild 22: Vergleich der berechneten und gemessenen Durchbiegungen eines Stahlbetonbalkens 15/35 cm im Normbrand

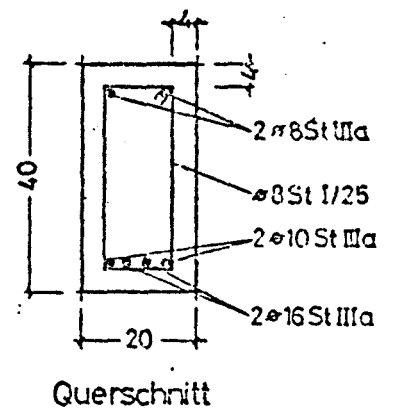
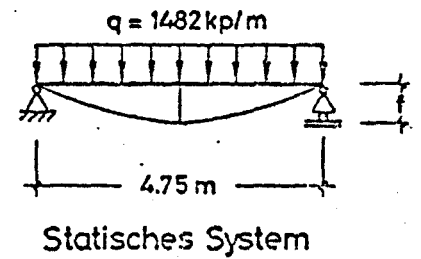
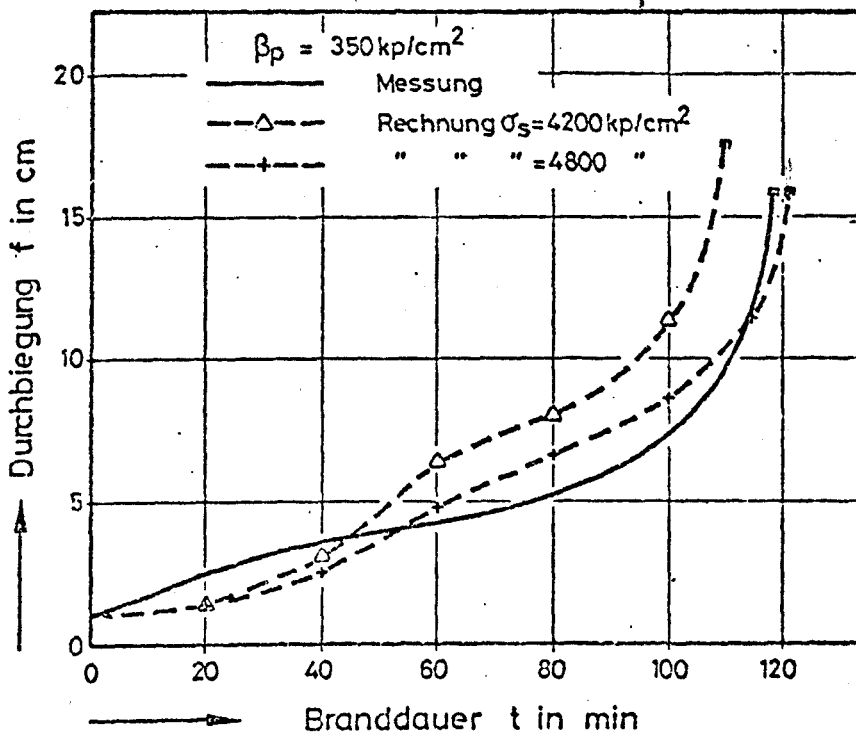


Bild 23: Vergleich der berechneten und gemessenen Durchbiegungen eines Stahlbetonbalkens 20/40 cm im Normbrand

Ausgehend von dem so überprüften Rechenverfahren wurde das Temperaturverhalten von 3 Stahlbetonbalken bzw. -unterzügen untersucht. Es wurden dabei Balken mit den Abmessungen 15/35 cm, 20/40 cm und 30/60 cm zugrunde gelegt. Auf Bild 24 sind die dazugehörigen statischen Kennwerte angegeben. Es kann davon ausgegangen werden, daß die gewählten Beispiele einen großen Bereich der in der Praxis vorkommenden Fälle überdecken.

Auf den folgenden Bildern sind die rechnerisch ermittelten Temperaturbeziehungen der drei Balken für den Fall einer Brandbeanspruchung nach der Einheits-temperaturkurve (ETK) dargestellt.

Bild 25 zeigt beispielsweise den zeitabhängigen Temperaturverlauf der unten liegenden Zugbewehrungen. Es wird deutlich, daß der Erwärmungsvorgang in den Eckbereichen der Balken wesentlich rascher abläuft als im Bereich der Balkenachse, wobei unabhängig von den Querschnittsabmessungen in allen drei Fällen etwa die gleichen Temperaturen auftreten.

Auf Bild 26 sind die Durchbiegungen der statisch bestimmt gelagerten Balken in Feldmitte dargestellt. Wie man sieht, wird in allen drei Fällen etwa die Feuerwiderstandsklasse "F 90" erreicht, wobei der Unterzug mit 8,0 m Spannweite Durchbiegungen von über 20 cm erreicht.

Bild 27 zeigt die jeweils ermittelten Durchbiegungsgeschwindigkeiten. Danach werden die in DIN 4102 definierten maximal zulässigen Geschwindigkeiten $\max(\Delta f / \Delta t) = \frac{l^2}{9000 \cdot h}$ für Biegeträger nach jeweils 86 min (15/35 cm), 98 min (20/40 cm) und 102 min (30/60 cm) erreicht. Der 15/35er Querschnitt hat danach die F 90-Grenze knapp verfehlt. Die Rechenwerte sind also ungünstiger als die experimentell nachgewiesenen Werte.

Auf den Bildern 28 und 29 sind zwei weitere Verformungsbeziehungen angegeben. Bild 28 zeigt die rechnerisch ermittelten Verschiebungen der verschieblichen Auflager der Stahlbetonbalken. Nach 90 Minuten Branddauer ergibt sich für den 30/60er Querschnitt z. B. eine Verschiebung von 5,2 cm, bezogen auf 8 m Spannweite, also etwa 6 bis 7 mm pro laufendem Meter Balkenlänge. Derartige Werte sind auch bei Normbrandversuchen experimentell nachgewiesen. Die Auflagerverdrehungen (Bild 29) betragen bei den 20/40er und 30/60er Balken nach 90 Minuten Branddauer etwa 0,05 Rad, d. h. die Winkelverdrehung liegt um $2,8^\circ$. Auch diese Werte sind experimentell bestätigt.

Querschnitt

Statisches System

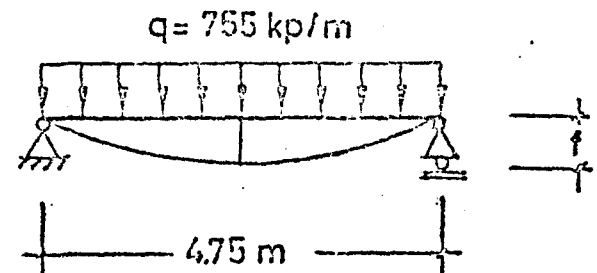
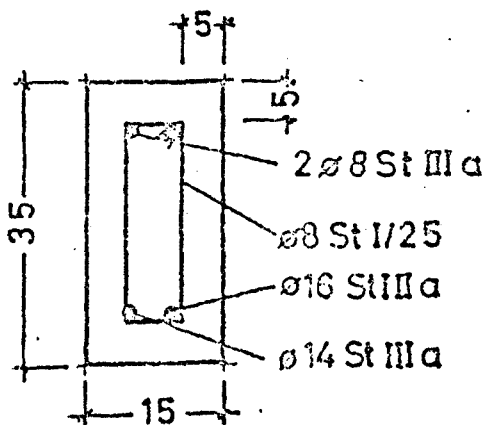
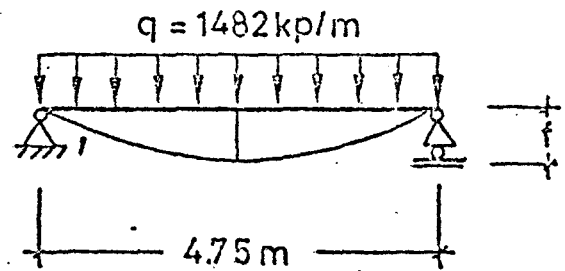
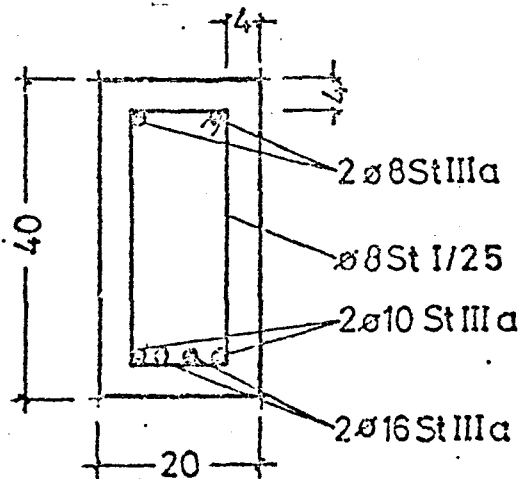
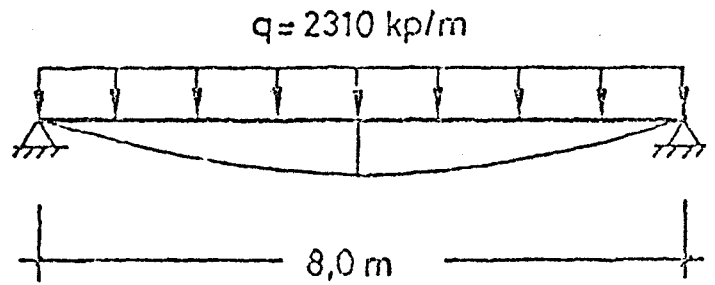
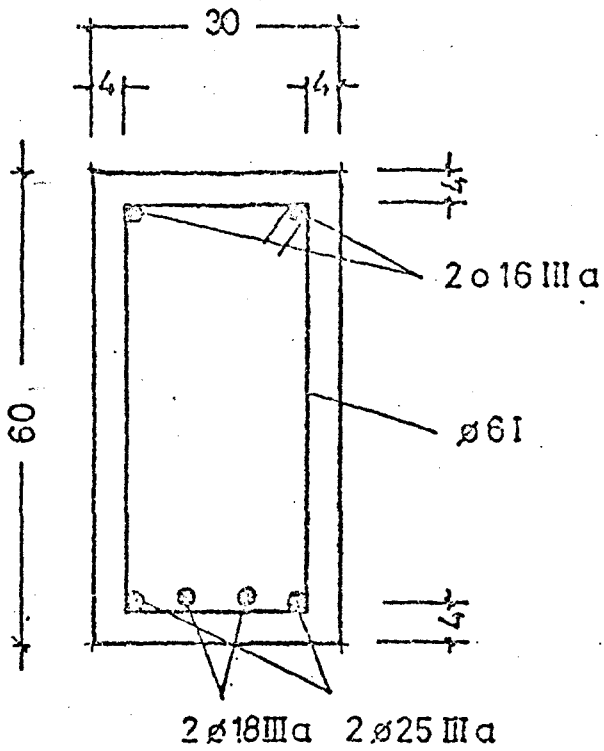


Bild 24: Abmessungen und Belastungen der untersuchten Stahlbetonbalken

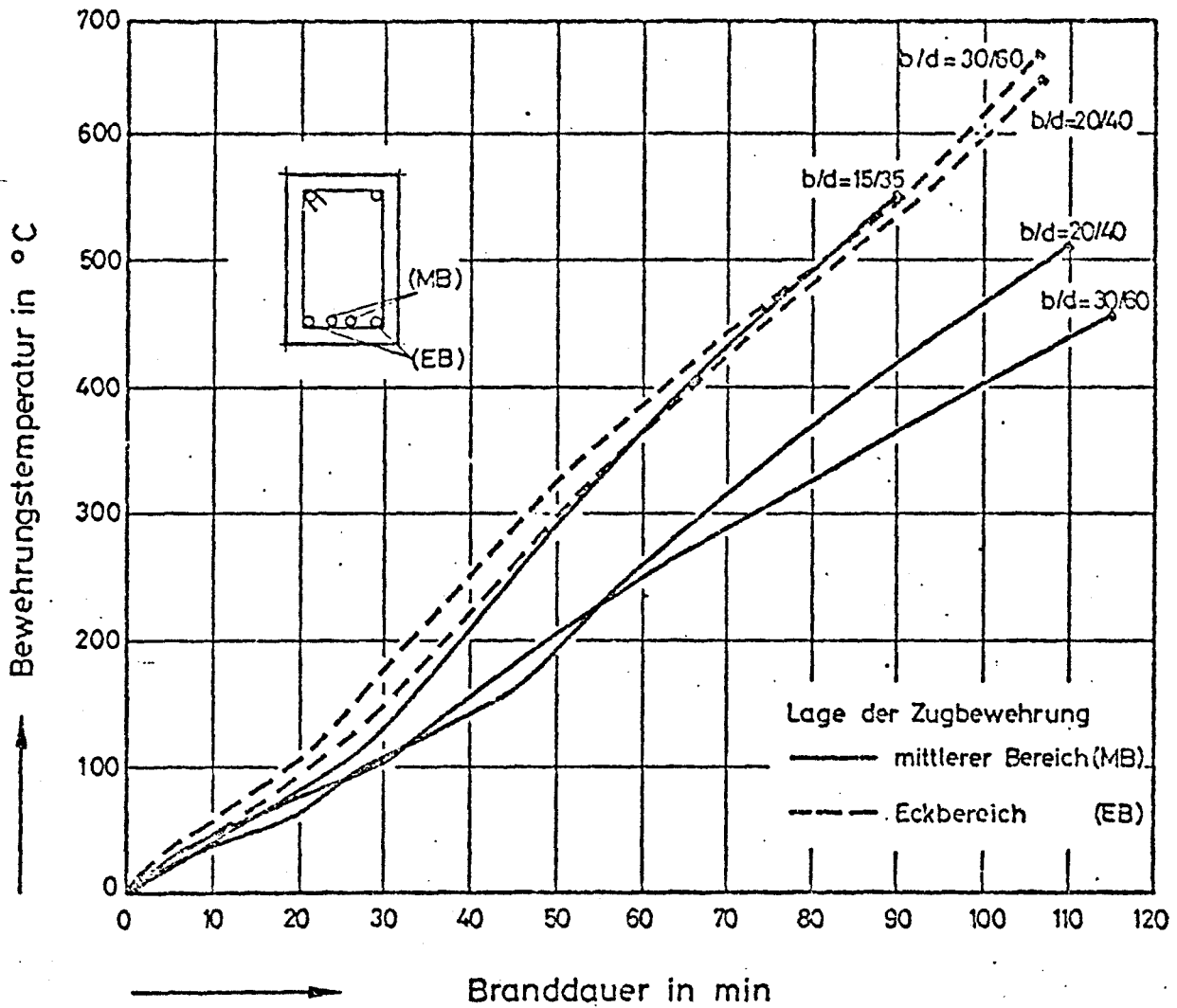


Bild 25: Temperaturverlauf der Zugbewehrungen der untersuchten Stahlbetonbalken

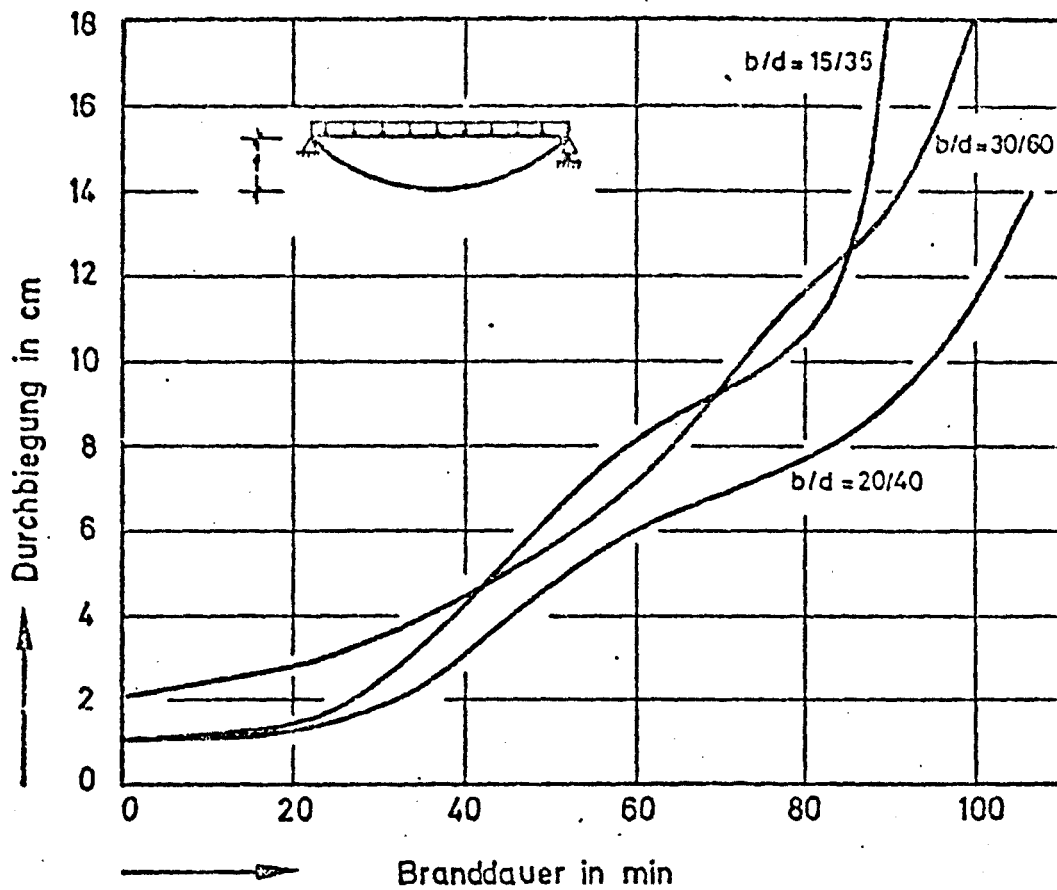


Bild 26: Durchbiegungen in Feldmitte der untersuchten Stahlbetonbalken

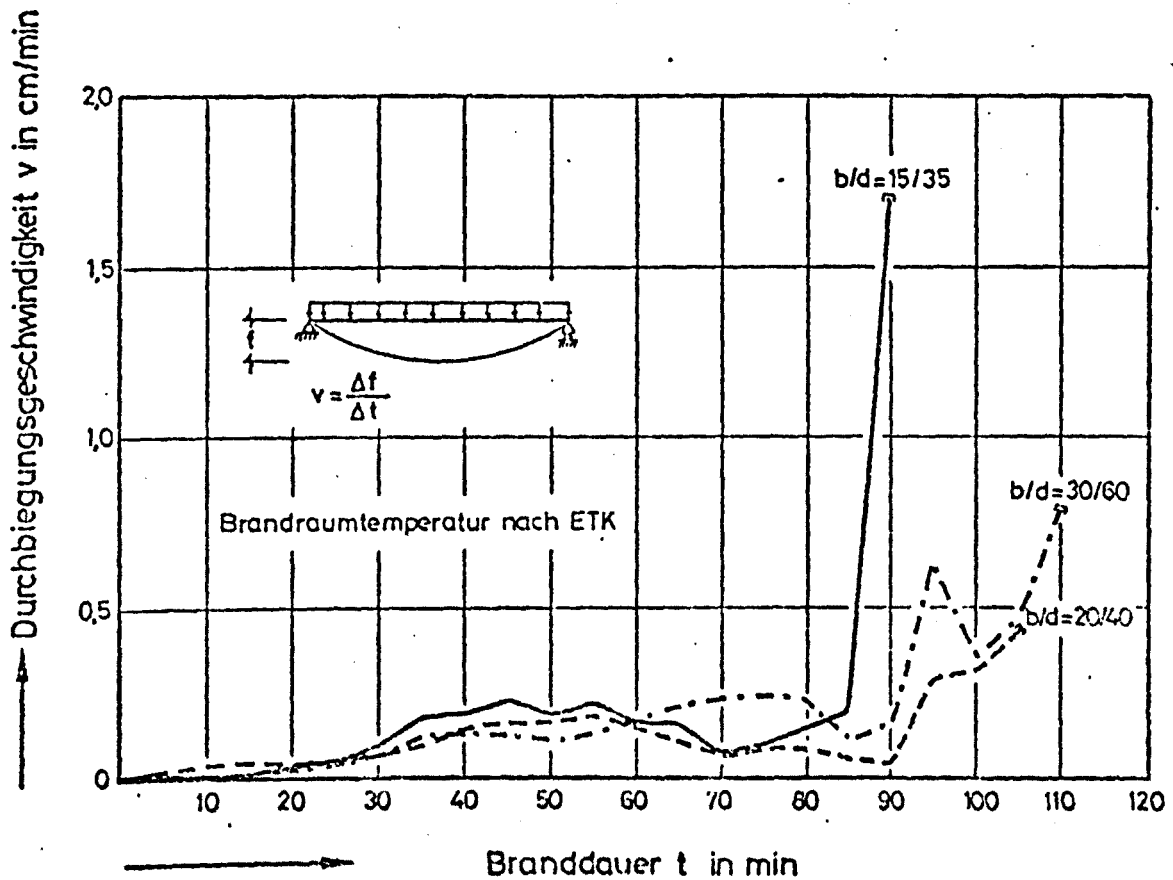


Bild 27: Durchbiegungsgeschwindigkeiten der untersuchten Stahlbetonbalken

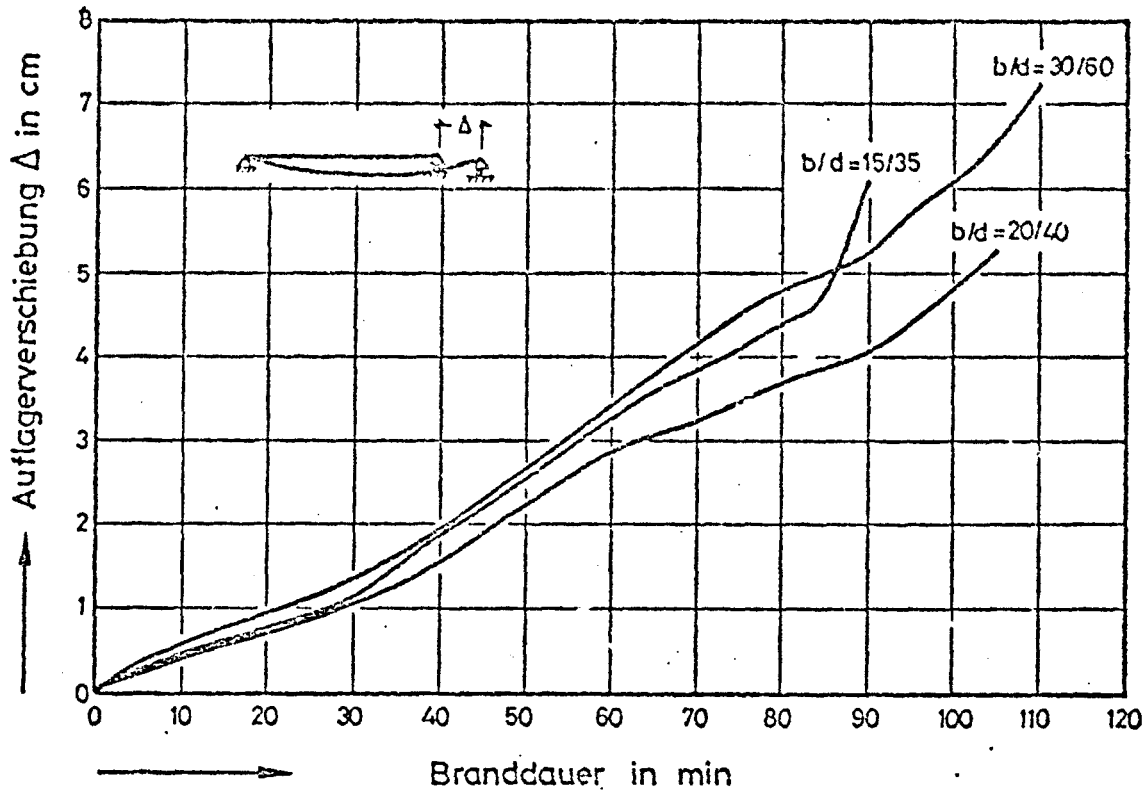


Bild 28: Verschiebungen am Auflager der untersuchten Stahlbetonbalken

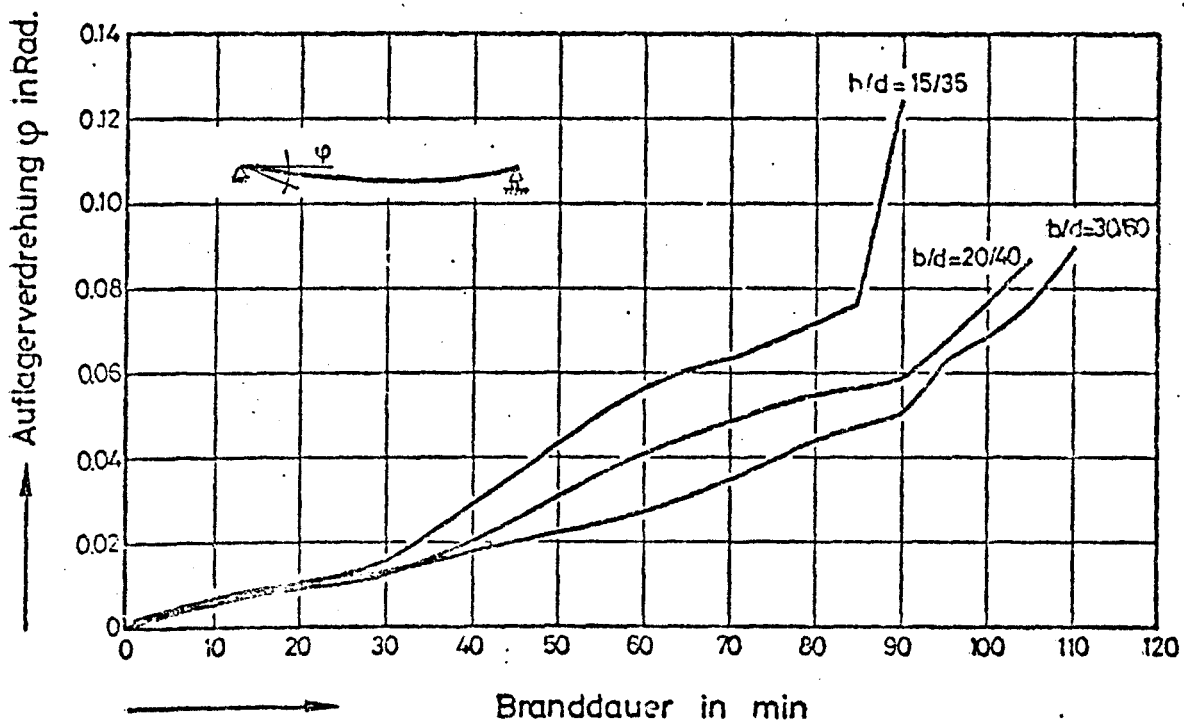


Bild 29: Auflagerverdrehungen der untersuchten Stahlbetonbalken

3. Ergebnisse der Berechnungen

3.1. Verhalten von Stahlbetonbalken bei natürlichen Bränden

3.1.1. Erwärmung der Zugbewehrung

Bei natürlichen Bränden muß davon ausgegangen werden, daß die Brandraumtemperaturkurven u. U. rascher ansteigen als bei einem Normbrand nach DIN 4102, so daß auch die Betonquerschnitte entsprechend schnell durchwärmen und je nach Bewehrungsanordnung und Überdeckung ihre Tragfähigkeit verlieren. Unter Berücksichtigung der in Abschnitt 2.1 gefundenen Ergebnisse wird im folgenden das Erwärmungsverhalten der bisher diskutierten Balken (15/35, 20/40 und 30/60) untersucht, wobei die Brandraumtemperaturkurven für die vier unterschiedlichen Brandlasten (15, 30, 60 und 100 kg/m^2) zugrunde gelegt sind. Aufgrund der in 2.1.1 erwähnten Schwierigkeiten wurden sowohl die gemessenen Maximaltemperaturen in den Brandräumen (Bild 11) als auch mittlere Brandraumtemperaturkurven (Bild 12) in den Berechnungen berücksichtigt, da nicht von vornherein gesagt werden konnte, welche Temperaturbeanspruchung im natürlichen Brand für das Bauteilverhalten maßgebend ist. ⁺⁾

Auf den Bildern 30 und 31 sind die im Rechteckbalken 30/60 cm rechnerisch ermittelten Bewehrungstemperaturen für verschiedene Brandlasten bzw. Brandraumtemperaturkurven dargestellt. Hinsichtlich des Wärmeübergangs wurde in den Berechnungen auf die in Abschnitt 2.1.2 angegebenen Werte zurückgegriffen. Erwartungsgemäß steigen die Bewehrungstemperaturen nach Überschreiten der Maximaltemperaturen im Brandraum weiter langsam an, so daß der Balken selbst in der Abkühlphase über einen Zeitraum von etwa 30 Minuten noch erhebliche zusätzliche Beanspruchungen erfährt. Weiterhin zeigen die Temperaturberechnungen, daß die Annahme einer Maximalkurve für die Brandraumtemperaturen gegenüber einer Mittelwertkurve lediglich eine Zunahme der Bewehrungstemperaturen 20 bis 50°C bewirkt, d. h. die Einflüsse, die aus Ungenauigkeiten bei der Festlegung der Brandraumtemperaturen herrühren, sind in diesem Fall als nicht besonders gravierend anzusehen.

⁺⁾ Bei der Brandraumtemperaturkurve für 100 kg/m^2 Brandlast mußte dieses Prinzip der Zweigleisigkeit verlassen werden, weil in den Versuchsergebnissen die gemessenen Maximaltemperaturen nicht angegeben sind.

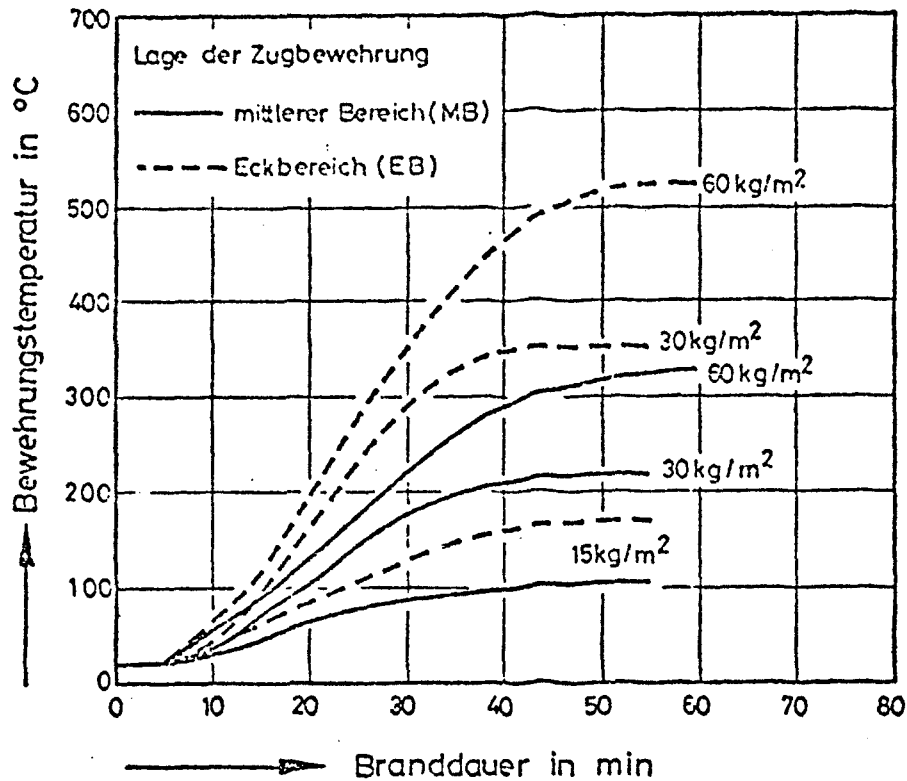


Bild 30: Berechnete Bewehrungstemperaturen des 30/60er Balkens bei natürlichen Bränden ($\gamma_B = \gamma_{B,max}$)

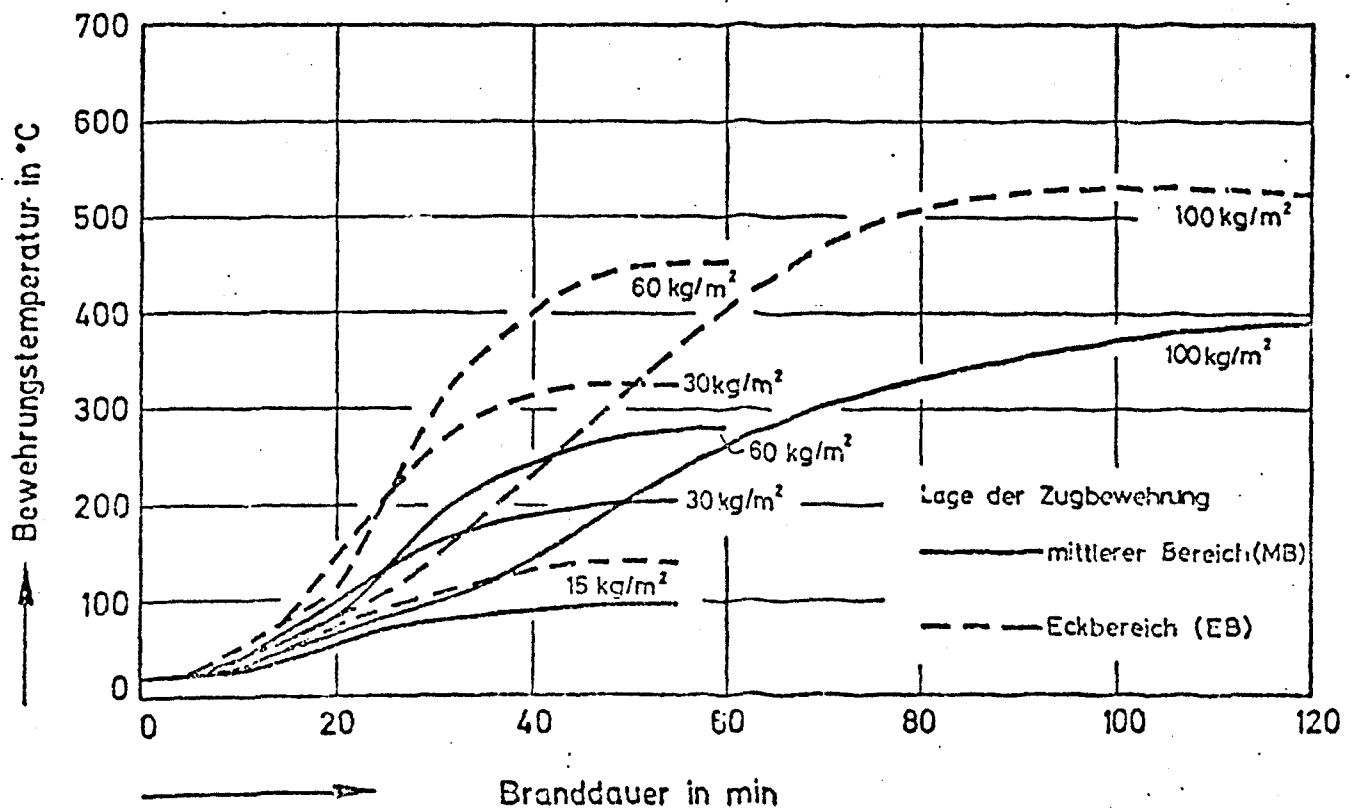


Bild 31: Berechnete Bewehrungstemperaturen des 30/60er Balkens bei natürlichen Bränden ($\gamma_B \equiv \gamma_{B,mitt}$)

Für die Balken mit 15/35 und 20/40 cm Balkenquerschnitt wurden gleichartige Berechnungen durchgeführt. Eine Wiedergabe der Rechenwerte ist jedoch nicht erforderlich, weil sich gegenüber den Bildern 30 und 31 lediglich quantitative Änderungen ergeben - neue Gesichtspunkte, die über die diskutierten Einflüsse hinausgehen und deshalb von Bedeutung wären, sind dagegen nicht festgestellt worden. Der Vollständigkeit halber sind in Tafel 1 jedoch die rechnerisch ermittelten Maximaltemperaturen der Zugbewehrungen zusammengestellt, weil diese Werte zur Ermittlung der äquivalenten Normbranddauer später benötigt werden.

T a f e l 1

Berechnete Maximaltemperaturen der Zugbewehrungen

Balken b/h	Beanspruchung/ Brandraumkurve	Maximaltemperaturen in °C bei einer Brandlast von			
		15 kg/m ²	30 kg/m ²	60 kg/m ²	100 kg/m ²
15/35	$\vartheta_{B,max}$	177	382	568	-
	$\vartheta_{B,mitt}$	172	363	525	582
20/40	$\vartheta_{B,max}$	128/178 ⁺⁾	283/360 ⁺⁾	407/530 ⁺⁾	-
	$\vartheta_{B,mitt}$	114/142 ⁺⁾	268/333 ⁺⁾	360/463 ⁺⁾	510/546 ⁺⁾
30/60	$\vartheta_{B,max}$	107/168 ⁺⁾	218/350 ⁺⁾	330/522 ⁺⁾	-
	$\vartheta_{B,mitt}$	96/141 ⁺⁾	207/325 ⁺⁾	283/455 ⁺⁾	408/531 ⁺⁾

+) Eckstäbe der Zugbewehrung, sofern noch weiter innen liegende Bewehrungsstäbe im Zugbereich angeordnet sind.

3.1.2. Durchbiegungen

Auf den Bildern 32 und 33 sind die für den 30/60er Balken berechneten Durchbiegungen in Feldmitte angegeben. Man erkennt daran, daß die maximalen Durchbiegungen wesentlich später eintreten als beispielsweise die maximalen Brandraumtemperaturen (vergl. Bild 12 und 33). Weiterhin wird deutlich, daß die Verformungen während der Abkühlphase kaum zurückgehen. Dieses ist, wie unter

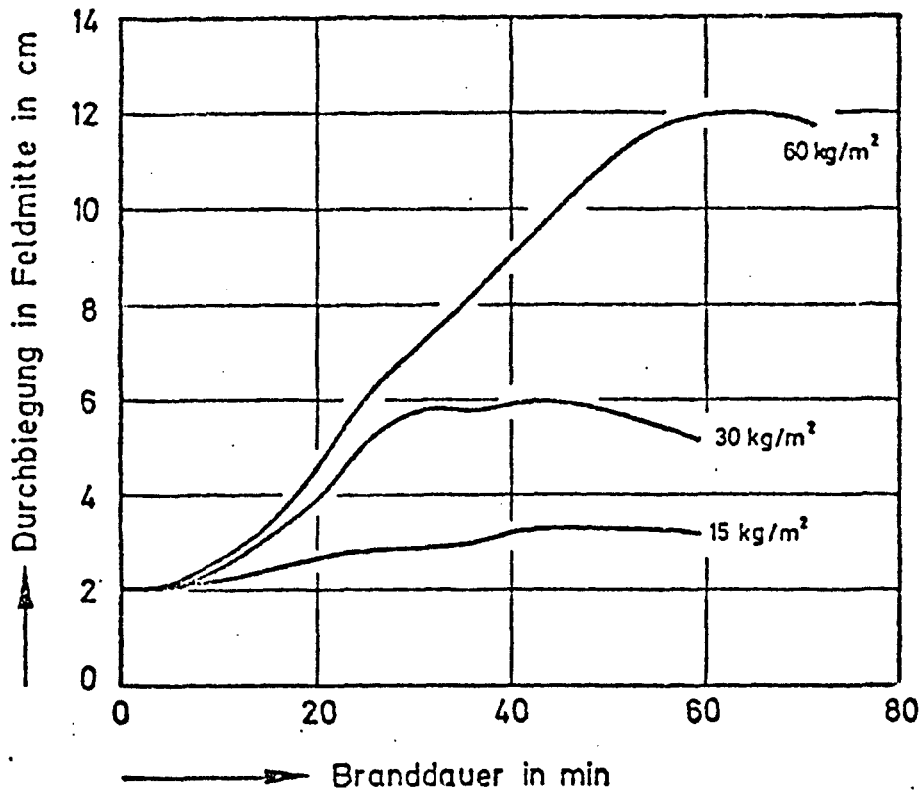


Bild 32: Berechnete Durchbiegungen des 30/60er Balkens bei natürlichen Bränden ($\dot{\varphi}_B \equiv \dot{\varphi}_{B,max}$)

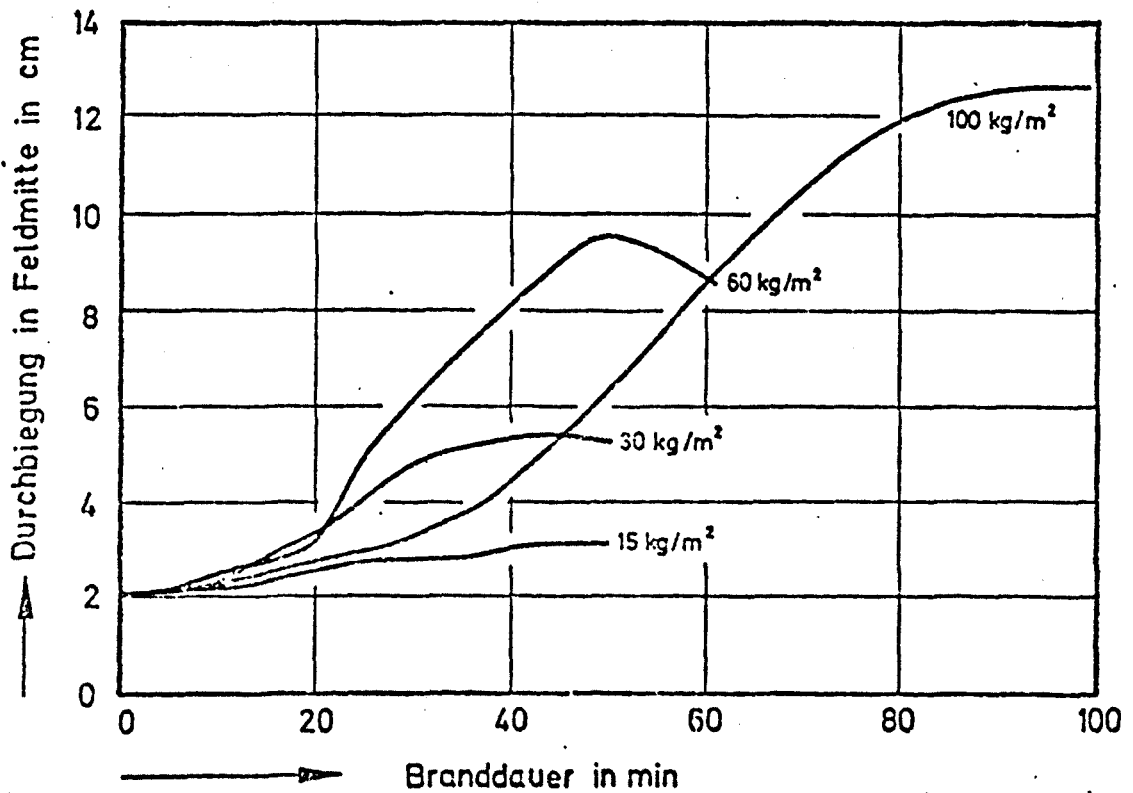


Bild 33: Berechnete Durchbiegungen des 30/60er Balkens bei natürlichen Bränden ($\dot{\varphi}_B \equiv \dot{\varphi}_{B,max}$)

Pkt. 2.2.1 erwähnt, auf das irreversible Verformungsverhalten des Betons bei Temperatureinwirkung zurückzuführen. Die Untersuchungen an den 15/35er und 20/40er Balken haben zu vergleichbaren Ergebnissen geführt. In Tafel 2 sind die gefundenen maximalen Durchbiegungen für alle Balken zusammengestellt. Man erkennt daran, daß alle mit $\overset{\curvearrowright}{\delta}_{B,max}$ berechneten Durchbiegungen über den mit $\overset{\curvearrowright}{\delta}_{B,mitt}$ ermittelten Werten liegen. Dies ist eine direkte Folge der im Mittel etwas höheren Bewehrungstemperaturen bzw. der höheren Brandraumtemperatur (vergl. Abschnitt 3.1.1).

T a f e l 2

Maximale Durchbiegungen in Feldmitte

Balken b/h	Beanspruchung/ Brandraumkurve	Maximale Durchbiegung in cm bei einer Brandlast von			
		15 kg/m ²	30 kg/m ²	60 kg/m ²	100 kg/m ²
15/35	$\overset{\curvearrowright}{\delta}_{B,max}$	2,6	4,8	11,7 ⁺⁾	-
	$\overset{\curvearrowright}{\delta}_{B,mitt}$	2,0	4,3	9,7	11,6 ⁺⁾
20/40	$\overset{\curvearrowright}{\delta}_{B,max}$	1,8	3,6	8,6	-
	$\overset{\curvearrowright}{\delta}_{B,mitt}$	1,7	3,3	6,7	8,9
30/60	$\overset{\curvearrowright}{\delta}_{B,max}$	3,3	5,9	12,0	-
	$\overset{\curvearrowright}{\delta}_{B,mitt}$	3,1	5,4	9,6	12,7

+) kurz vor dem Versagen

3.1.3. Durchbiegungsgeschwindigkeit in Feldmitte

Zur Beurteilung der Feuerwiderstandsdauer von biegebeanspruchten Bauteilen wird die maximal zulässige Durchbiegungsgeschwindigkeit

$$\text{zul } \left(\frac{\Delta f}{\Delta t} \right)_{\max} = \frac{l^2}{9000 h} \quad (11)$$

benutzt. In der Formel bedeuten: l die Spannweite und h die statische Höhe des Querschnitts des untersuchten Bauteils. Nach dieser Formel erhält man für die hier untersuchten Balken die in Tafel 3 angegebenen zulässigen Werte.

T a f e l 3 .

Nach DIN 4102 maximal zulässige Durchbiegungsgeschwindigkeiten der untersuchten Stahlbetonbalken nach Bild 24

Balken b/h	zul $(\Delta f / \Delta t)_{\max}$
15/35	0,85 cm/min
20/40	0,73 cm/min
30/60	1,29 cm/min

Auf den Bildern 34 und 35 sind die für den 30/60er Balken rechnerisch ermittelten Durchbiegungsgeschwindigkeiten bei natürlichen Bränden dargestellt. Erwartungsgemäß steigt die Durchbiegungsgeschwindigkeit zu Beginn des Feuerangriffs relativ rasch an, fällt nach Durchlaufen eines Maximums jedoch wieder ab und nimmt teilweise sogar negative Werte an, d. h. die Durchbiegungen des Balkens gehen zurück. Diese Beobachtungen haben sich auch in den Berechnungen mit den 15/35 und 20/40 cm Balken bestätigt. Allerdings hat der Balken 15/35 in den Bränden mit 60 kg/m^2 ⁺⁾ und 100 kg/m^2 Brandlast noch in der Abkühlphase versagt, d. h. die Durchbiegungsgeschwindigkeit ist nach Durchlaufen des ersten Maximums zunächst zurückgegangen, nach einer gewissen Zeit jedoch wieder angestiegen, so daß der Balken noch während der Abkühlung praktisch schlagartig (in einem Zeitraum von etwa 3 Minuten) seine Tragfähigkeit verloren hat. Ein Grund für dieses Verhalten ist in den der Brandraumtemperaturkurve nachlaufenden Bewehrungstemperaturen zu sehen. Je nach Überdeckung tritt das Maximum in den Bewehrungstemperaturen 20 bis 40 Minuten später auf als bei den zugrunde gelegten Brandraumkurven (Nachlaufeffekt), so daß das beobachtete Verhalten ohne weiteres theoretisch erklärt werden kann. Die maximalen Durchbiegungsgeschwindigkeiten der drei untersuchten Balken sind in Tafel 4 zusammengestellt.

⁺⁾ Für den Fall $\dot{\eta}_B \equiv \dot{\eta}_{B,\max}$

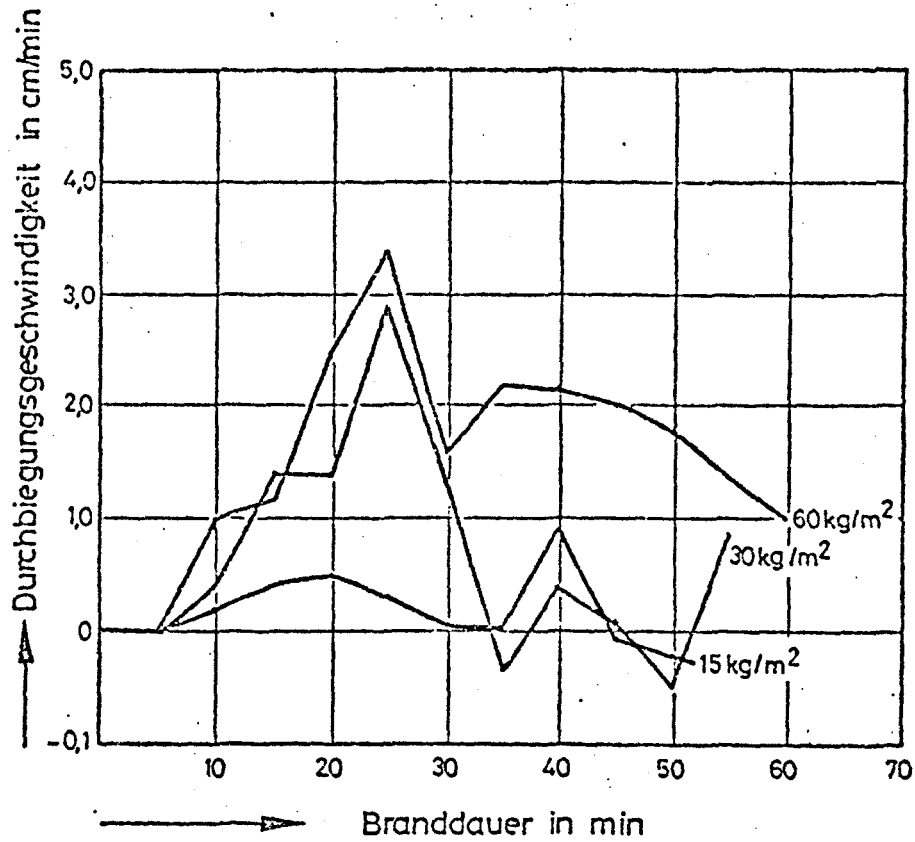


Bild 34: Durchbiegungsgeschwindigkeiten des 30/60er Balkens bei natürlichen Bränden ($\dot{\varphi}_B \equiv \dot{\varphi}_{B,max}$)

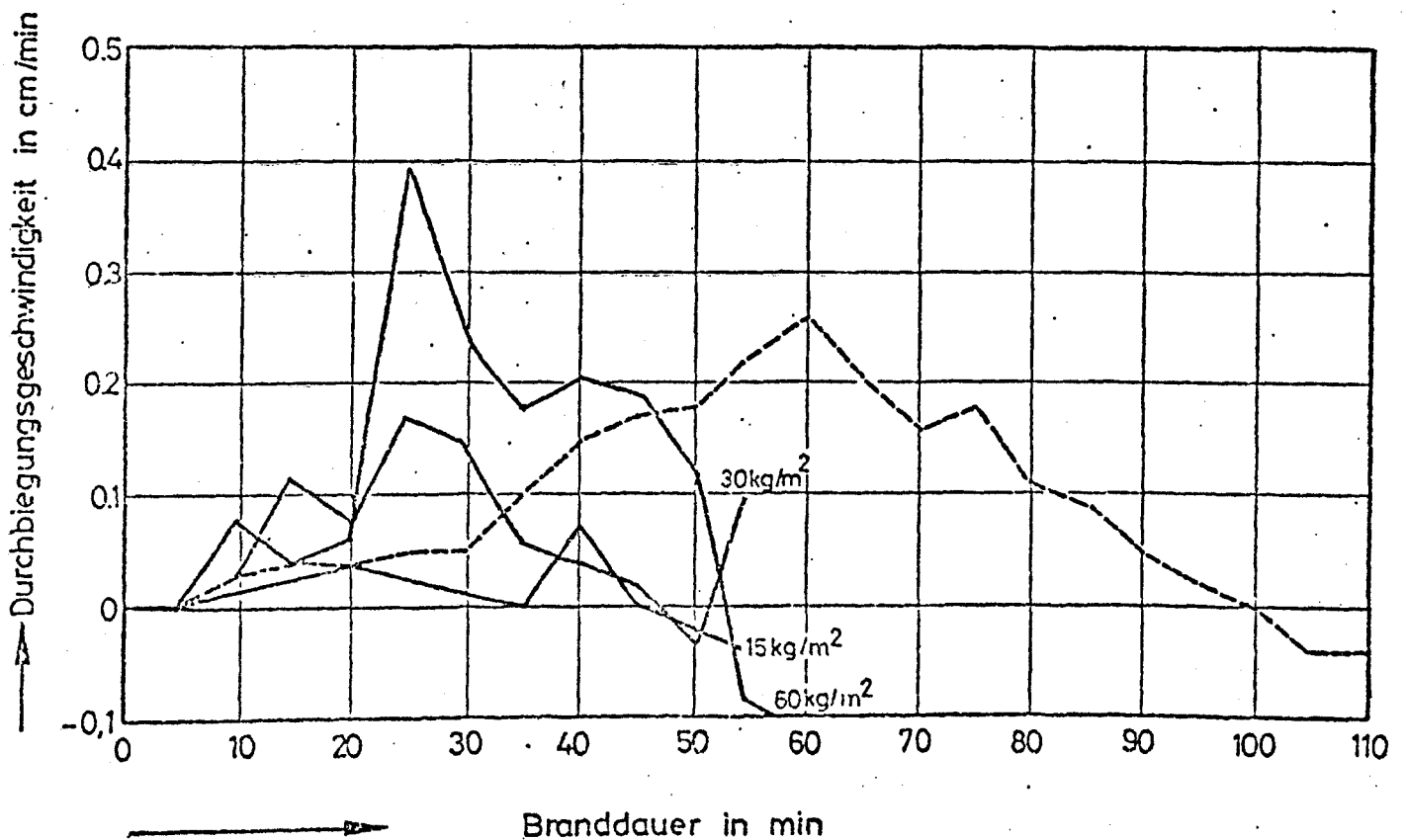


Bild 35: Durchbiegungsgeschwindigkeiten des 30/60er Balkens bei natürlichen Bränden ($\dot{\varphi}_B \equiv \dot{\varphi}_{B, \text{mitt}}$)

T a f e l 4

Maximale Durchbiegungsgeschwindigkeit von Stahlbetonbalken
bei natürlichen Bränden

Balken b/h	Beanspruchung/ Brandraumkurve	Maximale Durchbiegungsgeschwindigkeit in cm/min bei einer Brandlast von			
		15 kg/m ²	30 kg/m ²	60 kg/m ²	100 kg/m ²
15/35	$\dot{w}_{B,max}$	0,03	0,24	$> \text{zul } \frac{\Delta f}{\Delta t}$	-
	$\dot{w}_{B,mitt}$	0,02	0,34	0,70	$> \text{zul } \frac{\Delta f}{\Delta t}$
20/40	$\dot{w}_{B,max}$	0,02	0,24	0,22	-
	$\dot{w}_{B,mitt}$	0,02	0,20	0,26	0,18
30/60	$\dot{w}_{B,max}$	0,06	0,29	0,34	-
	$\dot{w}_{B,mitt}$	0,04	0,16	0,40	0,26

3.1.4. Verschiebungen und Verdrehungen am Auflager

Die Verschiebungen und Verdrehungen an den Auflagern der statisch bestimmt gelagerten Stahlbetonbalken sind auf den Bildern 36 bis 39 dargestellt. Danach werden bei den hohen Brandlasten Verschiebungen (Bild 36 und 37) von 0,6 cm pro laufendem Meter Balkenlänge erreicht. Eine Größenordnung, wie sie auch aus Normbrandversuchen bekannt ist. Nach Überschreiten des Temperaturmaximums der Brandraumtemperaturen gehen die Verschiebungen mit einer sich entsprechend der Nachlaufwärme einstellenden Verzögerung zurück. Allerdings werden die Ausgangslängen offenbar nicht wieder erreicht, d. h. die abgekühlten Balken sind voraussichtlich länger als vor dem Brandangriff. Dies ist eine direkte Folge der in Abschnitt 2.1 beschriebenen irreversiblen Materialeigenschaften des Betons. In Tafel 5 sind die berechneten Auflagerverschiebungen der untersuchten Balken angegeben.

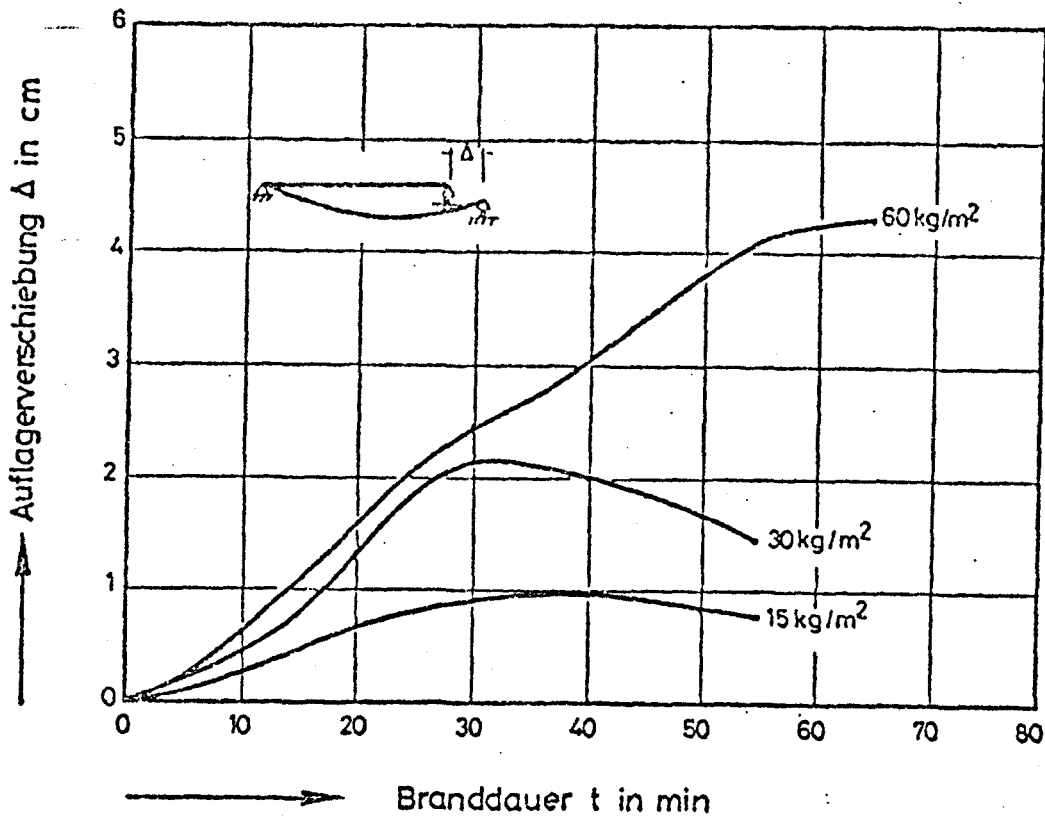


Bild 36: Auflagerverschiebung des 30/60er Balkens bei natürlichen Bränden ($\dot{s}_B \equiv \dot{s}_{B,max}$)

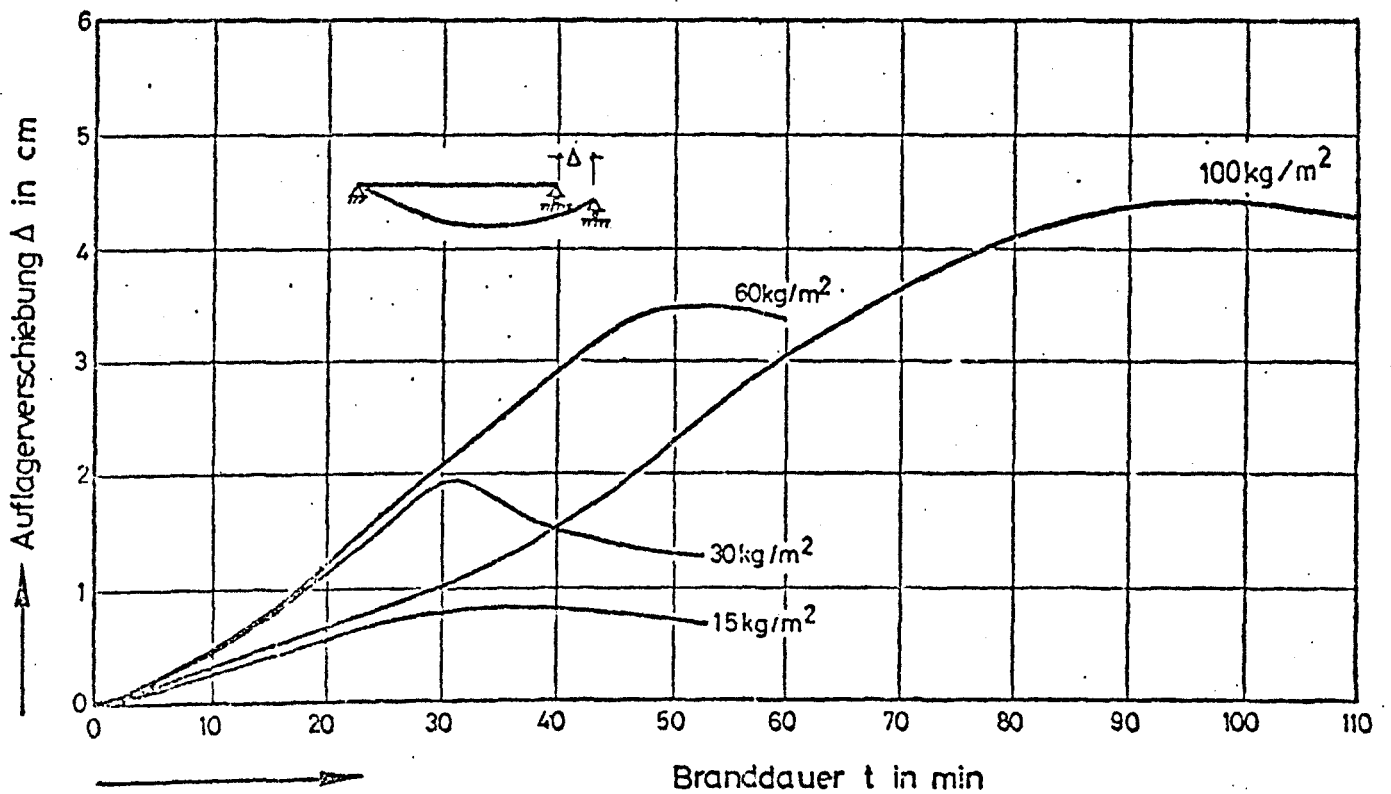


Bild 37: Auflagerverschiebung des 30/60er Balkens bei natürlichen Bränden ($\dot{s}_B \equiv \dot{s}_{B, \text{mitt}}$)

T a f e l 5

Maximale Verschiebungen am losen Auflager der Stahlbetonbalken

Balken b/h	Beanspruchung/ Brandraumkurve	Maximale Auflagerverschiebung in cm bei einer Brandlast von			
		15 kg/m ²	30 kg/m ²	60 kg/m ²	100 kg/m ²
15/35	$\varphi_{B,max}$	0,85	1,95	> 6,0	-
	$\varphi_{B,mitt}$	0,75	1,80	4,20	> 4,9
20/40	$\varphi_{B,max}$	0,75	1,65	4,00	-
	$\varphi_{B,mitt}$	0,65	1,55	3,25	4,05
30/60	$\varphi_{B,max}$	1,10	2,6	5,1	-
	$\varphi_{B,mitt}$	0,95	2,35	4,15	5,2

Der Verlauf der Auflagerverdrehungen (Bild 38 und 39) bringt gegenüber den Verschiebungen kaum neue Erkenntnisse. Die gefundenen Maximalwerte liegen bei 2 bis 3°, sie betragen damit etwa das 4- bis 6-Fache der bei Raumtemperatur auftretenden Werte. Tafel 6 zeigt die Ergebnisse der durchgeführten Berechnungen.

T a f e l 6

Maximale Auflagerverdrehungen der Stahlbetonbalken

Balken b/h	Beanspruchung/ Brandraumkurve	Maximale Auflagerverdrehung in Grad bei einer Brandlast von			
		15 kg/m ²	30 kg/m ²	60 kg/m ²	100 kg/m ²
15/35	$\varphi_{B,max}$	0,89	2,04	> 6,36	-
	$\varphi_{B,mitt}$	0,70	1,91	3,95	> 4,45
20/40	$\varphi_{B,max}$	0,67	1,34	3,44	-
	$\varphi_{B,mitt}$	0,57	1,34	2,61	3,65
30/60	$\varphi_{B,max}$	0,79	1,46	2,67	-
	$\varphi_{B,mitt}$	0,76	1,34	2,10	2,86

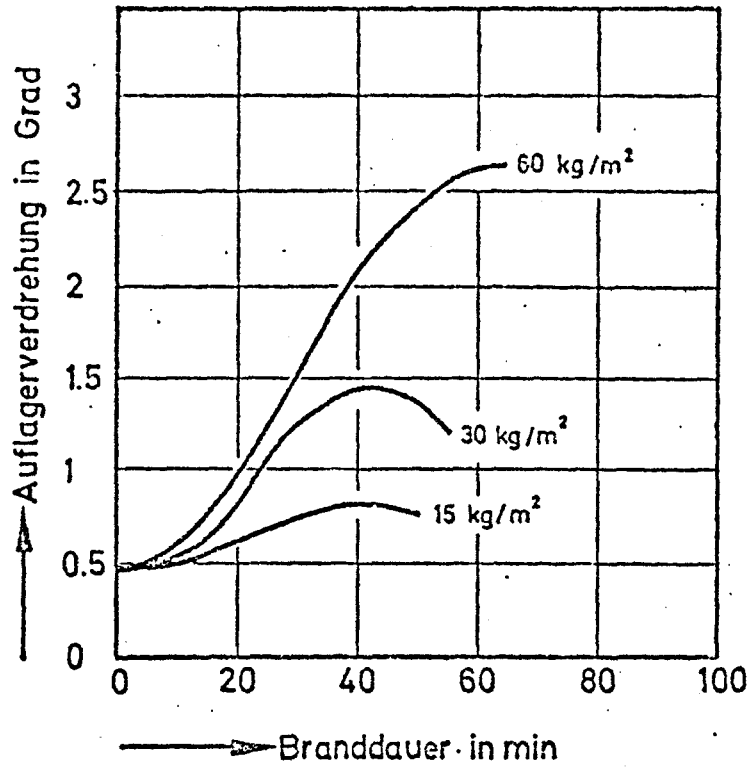


Bild 38: Auflagerverdrehungen des Balkens 30/60 cm bei natürlichen Bränden ($\varphi_B \equiv \varphi_{B,max}$)

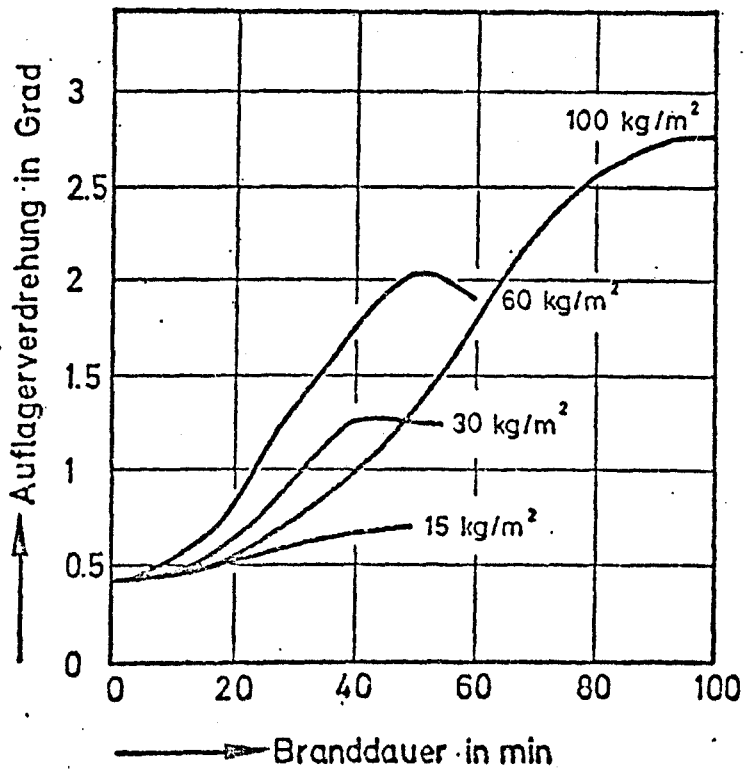


Bild 39: Auflagerverdrehungen des Balkens 30/60 cm bei natürlichen Bränden ($\varphi_B \equiv \varphi_{B,mitt}$)

3.2. Äquivalente Branddauer von Stahlbetonbalken bei natürlichen Bränden

3.2.1. Vorbemerkungen

Im folgenden werden die Rechenergebnisse ausgewertet und analysiert. Zur Bestimmung der äquivalenten Normbranddauer wird auf das in Abschnitt 1.1 beschriebene Verfahren zurückgegriffen (vergl. Bild 6). Dazu werden die jeweils maximalen Brandwirkungen den Tafeln 1 bis 6 entnommen und mit den auf den Bildern 25 bis 29 dargestellten Werten verknüpft. Die äquivalente Branddauer ergibt sich dann als $t_{\text{äq}}$ in Minuten für jeden der untersuchten Fälle. In den Fällen, wo die Bauteile während eines natürlichen Brandes versagen, werden die kurz vor dem Versagenszeitpunkt ermittelten Werte zur Beurteilung herangezogen.

3.2.2. Untersuchungsergebnisse

Auf den folgenden Tafeln 7 bis 10 sind die so gewonnen äquivalenten Normbranddauern angegeben. Jede Tafel enthält diejenigen Werte, die für eine bestimmte Brandlast ermittelt wurden. Die Brandwirkung wurde dabei voraussetzungsgemäß nach unterschiedlichen Beurteilungskriterien festgelegt, d. h. die Tafeln geben einen Überblick über die Aussagefähigkeit einer solchen Betrachtung schlechthin. Weiterhin kann anhand dieser Werte etwas über die Streubreite der äquivalenten Branddauern von Stahlbetonbalken und über die Zweckmäßigkeit einer solchen Bewertungsmethode generell ausgesagt werden, wozu insbesondere Gegenüberstellungen der Temperatur- und Verformungskriterien herangezogen werden können.

Als Mittelwerte für äquivalente Branddauern bei 15 kg/m^2 Brandlast ergeben sich nach Tafel 7 Werte zwischen 20 und 32 Minuten. Das heißt, man erhält je nach Beurteilungskriterium einen Streubereich von etwa 12 Minuten bzw. eine Unsicherheit in der Aussage von gut 30 %. Das Temperaturkriterium ergibt dabei offensichtlich Maximalwerte. Dieses ist eine wichtige Feststellung, weil man in der Praxis offenbar mit zur sicheren Seite tendierenden Aussagen rechnen kann, wenn man auf dieses Kriterium zurückgreift ⁺⁾ . Diese Aussage gilt aber auch für Schadensfeuer mit höheren Brandlasten, wie aus den Tafeln 8, 9 und 10 hervorgeht, d. h. auch hier führt das Temperaturkriterium zu Maximalwerten von $t_{\text{äq}}$.

⁺⁾ Diese Feststellung gilt naturgemäß nur für die hier untersuchten Brandabläufe.

T a f e l 7

Äquivalente Normbranddauer in Minuten von Stahlbetonbalken bei einem Schadensfeuer mit 15 kg/m² Brandlast

Balken b/h	Beanspruchung/ Brandraumkurve	Äquivalente Branddauer in Minuten für verschiedene Brandwirkungen				
		Bewehrungs- temperatur	Durchbiegung in Feldmitte	Durchbiegungs- geschwindigkeit	Auflager- verschiebung	Auflager- verdrehung
15/35	$\varphi_{B,max}$	35,8	31,5	18,0	26,0	30,0
	$\varphi_{B,mitt}$	35,2	27,0	15,0	23,0	26,7
20/40	$\varphi_{B,max}$	35,5/33,8 ⁺⁾	30,0	20,5	22,0	28,3
	$\varphi_{B,mitt}$	32,0/29,2 ⁺⁾	28,0	20,5	18,5	25,0
30/60	$\varphi_{B,max}$	30,5/29,0 ⁺⁾	30,0	25,5	20,3	32,2
	$\varphi_{B,mitt}$	27,0/25,2 ⁺⁾	26,0	21,0	24,2	30,4
Mittelwert		31,32	28,75	20,08	21,33	28,77
Standardabweichung		3,74	2,09	3,48	2,11	2,63

+) Eckstäbe der Zugbewehrung, sofern noch weiter innen liegende Bewehrungsstäbe im Zugbereich angeordnet sind.

T a f e l 8

Äquivalente Normbranddauer in Minuten von Stahlbetonbalken bei einem Schadensfeuer mit 30 kg/m² Brandlast

Balken b/h	Beanspruchung/ Brandraumkurve	Äquivalente Branddauer in Minuten für verschiedene Brandwirkungen				
		Bewehrungs- temperatur	Durchbiegung in Feldmitte	Durchbiegungs- geschwindigkeit	Auflager- verschiebung	Auflager- verdrehung
15/35	$\vartheta_{B,max}$	62,2	42,8	(*)	41,5	44,7
	$\vartheta_{B,mitt}$	59,5	40,8	(*)	39,0	43,2
20/40	$\vartheta_{B,max}$	64,0/59,0 ⁺⁾	43,3	(*)	41,3	43,5
	$\vartheta_{B,mitt}$	61,4/55,0 ⁺⁾	41,5	(*)	40,0	43,5
30/60	$\vartheta_{B,max}$	52,5/54,2 ⁺⁾	51,8	(*)	49,4	56,5
	$\vartheta_{B,mitt}$	50,0/50,3 ⁺⁾	47,5	(*)	46,6	53,6
Mittelwert		56,81	44,62	-	42,97	47,5
Standardabweichung		5,07	4,22	-	4,1	5,94

+) Eckstäbe der Zugbewehrung, sofern noch weiter innen liegende Bewehrungsstäbe im Zugbereich angeordnet sind.

(*) Nicht auswertbar, weil der zeitabhängige Verlauf sehr unstetig ist.

Schwierigkeiten haben sich allerdings bei der Auswertung der Durchbiegungsgeschwindigkeiten ergeben. Wie bereits aus Bild 27 hervorgeht, unterliegen die Durchbiegungsgeschwindigkeiten relativ großen unregelmäßigen Schwankungen, so daß es nicht in allen Fällen möglich war, nach dem Geschwindigkeitskriterium vernünftige äquivalente Branddauern zu bestimmen. Bei 15 kg/m^2 Brandlast ist dies zwar noch gelungen (Tafel 7), aber bereits bei 30 kg/m^2 hat das Verfahren vollkommen versagt (s. Tafel 8). Aufgrund dieser Erkenntnis muß davon ausgegangen werden, daß Durchbiegungsgeschwindigkeiten im allgemeinen nicht zur Beurteilung von äquivalenten Normbranddauern herangezogen werden können.

Aus den Tafeln 7 bis 10 geht weiter hervor, daß der Einfluß der Balkenabmessungen auf $t_{\text{äq}}$ relativ klein ist. Mit Ausnahme des Mittelwertes der Spalte 5 in Tafel 7, der aus den oben genannten Gründen jedoch nicht in diese Betrachtung einbezogen werden soll, können die Mittelwerte der äquivalenten Branddauern für die drei untersuchten Balken durchschnittlich mit einer Unsicherheit von kleiner als 12 % angegeben werden (vergl. Mittelwerte und Standardabweichungen der Tafeln 7 bis 10). Bei den hohen Brandlasten mit $t_{\text{äq}} \approx 85 \text{ min}$ betragen die ermittelten Standardabweichungen durchweg weniger als 10 Minuten, ein im Hinblick auf die Vielzahl der in die Berechnungen eingegangenen unterschiedlichen Parameter als durchaus positiv zu wertendes Einzelergebnis.

In Tafel 11 sind die über alle Bauteile und Meßverfahren gemittelten Werte von $t_{\text{äq}}$ zusammengestellt. Für die kleinste Brandlast (15 kg/m^2) erhält man $t_{\text{äq}} = 26,7 \text{ min}$ mit einer Standardabweichung von rd. 5,5 min; d. h. bezogen auf den Mittelwert eine Abweichung von 20,6 %. Bei 100 kg/m^2 Brandlast beträgt die Abweichung vom Mittelwert sogar nur noch 8,1 %. Insgesamt entsteht der Eindruck, daß sich in der Bewertung der Schadensfeuer bei der Aussagefähigkeit bei hohen Brandlasten eher verbessert als verschlechtert. Ein etwas überraschendes, aber doch nicht vollkommen abwegiges Ergebnis, schließlich ist bei niedrigen Brandlasten der Temperaturverlauf im natürlichen Schadensfeuer dem der ETK doch sehr unähnlich, so daß sich die beobachteten Tendenzen zum Teil durch sogenannte Analogie- bzw. Ähnlichkeitsdefekte erklären lassen.

T a f e l 9

Äquivalente Normbranddauer in Minuten von Stahlbetonbalken bei einem Schadensfeuer mit 60 kg/m² Brandlast

Balken b/h	Beanspruchung/ Brandraumkurve	Äquivalente Branddauer in Minuten für verschiedene Brandwirkungen				
		Bewehrungs- temperatur	Durchbiegung in Feldmitte	Durchbiegungs- geschwindigkeit	Auflager- verschiebung	Auflager- verdrehung
15/35	$\eta_{B,max}$	92,8	85,3	$> \text{zul } \frac{\Delta f}{\Delta t}$	$> 90,0$	$> 98,5$
	$\eta_{B,mitt}$	85,0	75,0	86,5	77,0	77,5
20/40	$\eta_{B,max}$	87,0/89,0	90,5	(*)	88,7	91,0
	$\eta_{B,mitt}$	78,0/76,5	64,5	(*)	70,0	65,7
30/60	$\eta_{B,max}$	80,5/84,0	82,4	≈ 92	87,5	82,5
	$\eta_{B,mitt}$	68,2/72,1	70,5	92 - 102	70,0	70,4
Mittelwert		81,3	78,03	93,13	80,53	79,27
Standardabweichung		7,72	9,76	6,46	9,37	9,99

+) Eckstäbe der Zugbewehrung, sofern noch weiter innen liegende Bewehrungsstäbe im Zugbereich angeordnet sind.

(*) Nicht auswertbar, weil der zeitabhängige Verlauf sehr unstetig ist.

T a f e l 10

Äquivalente Normbranddauer in Minuten von Stahlbetonbalken bei einem Schadensfeuer mit 100 kg/m² Brandlast

Balken b/h	Beanspruchung Brandraumkurve	Äquivalente Branddauer in Minuten für verschiedene Brandwirkungen				
		Bewehrungs- temperatur	Durchbiegung in Feldmitte	Durchbiegungs- geschwindigkeit	Auflager- verschiebung	Auflager- verdrehung
15/35	$\eta_{B,max}^g$	-	-	-	-	-
	$\eta_{B,mitt}^g$	(95,5)	85,2	$> \text{zul } \frac{\Delta f}{\Delta t}$	$> 85,7$	$> 85,0$
20/40	$\eta_{B,max}^g$	-	-	-	-	-
	$\eta_{B,mitt}^g$	109,5/ (118) ⁺⁾	91,5	(*)	90,2	93,1
30/60	$\eta_{B,max}^g$	-	-	-	-	-
	$\eta_{B,mitt}^g$	101,0/ (-) ⁺⁾	87,5	(*)	89,4	90,0
Mittelwert		105,25	88,0	-	88,43	89,37
Standardabweichung		6,01	3,19	-	2,4	4,087

+) Eckstäbe der Zugbewehrung, sofern noch weiter innen liegende Bewehrungsstäbe im Zugbereich angeordnet sind.

()-Werte sind extrapoliert, sie liegen oberhalb des Versagenszeitpunktes nach der ETK.

(*) Nicht auswertbar, weil der zeitabhängige Verlauf sehr unstetig ist.

T a f e l 11

Äquivalente Branddauer von Stahlbetonbalken für verschiedene
Brandlasten

Brandlast in kg/m ²	Mittelwert von Tafel	äquivalente Branddauer . min	Standardabweichung min
15	7	26,7	5,47
30	8	49,2	7,54
60	9	81,6	9,37
100	10	91,6	7,46

4. Schlußfolgerungen

4.1. Abschließende Betrachtung der Ergebnisse

Für die hier betrachteten Brandverläufe sind äquivalente Branddauern experimentell bestimmt und angegeben worden (vergl. Bild 7). Es bot sich deshalb an, die experimentellen Werte mit den hier an Stahlbetonbauteilen gewonnenen theoretischen Werten zu vergleichen, um einen Überblick über die Aussagefähigkeit der nach verschiedenen Verfahren ermittelten Werte zu gewinnen.

Bild 40 zeigt einen solchen Vergleich. Man kann dem Bild entnehmen, daß sich die an Beton- und Stahlbauteilen gewonnenen äquivalenten Branddauern im Mittel nicht stärker unterscheiden als die Einzelwerte einer bestimmten Bauteilgruppe für sich allein.

Es deutet sich hier also an, daß durchaus die Möglichkeit besteht, im Rahmen der hier diskutierten Streubreiten den Begriff der äquivalenten Branddauer auf biegebeanspruchte Stahlbetonbauteile zu übertragen, wobei naturgemäß Sonderfälle, wie z. B. das Abplatzen von Betonbauteilen bei extrem hohen Aufheizgeschwindigkeiten, jedoch nicht mit erfaßt sind. Die insgesamt gesehen recht gute Übereinstimmung der Messungen und Rechnungen von Bild 40 kann somit bezüglich des Begriffs der äquivalenten Branddauer als eine ergänzende Bestätigung des in DIN 18 230 E (Baulicher Brandschutz im Industriebau) vorgeschlagenen Weges angesehen werden.

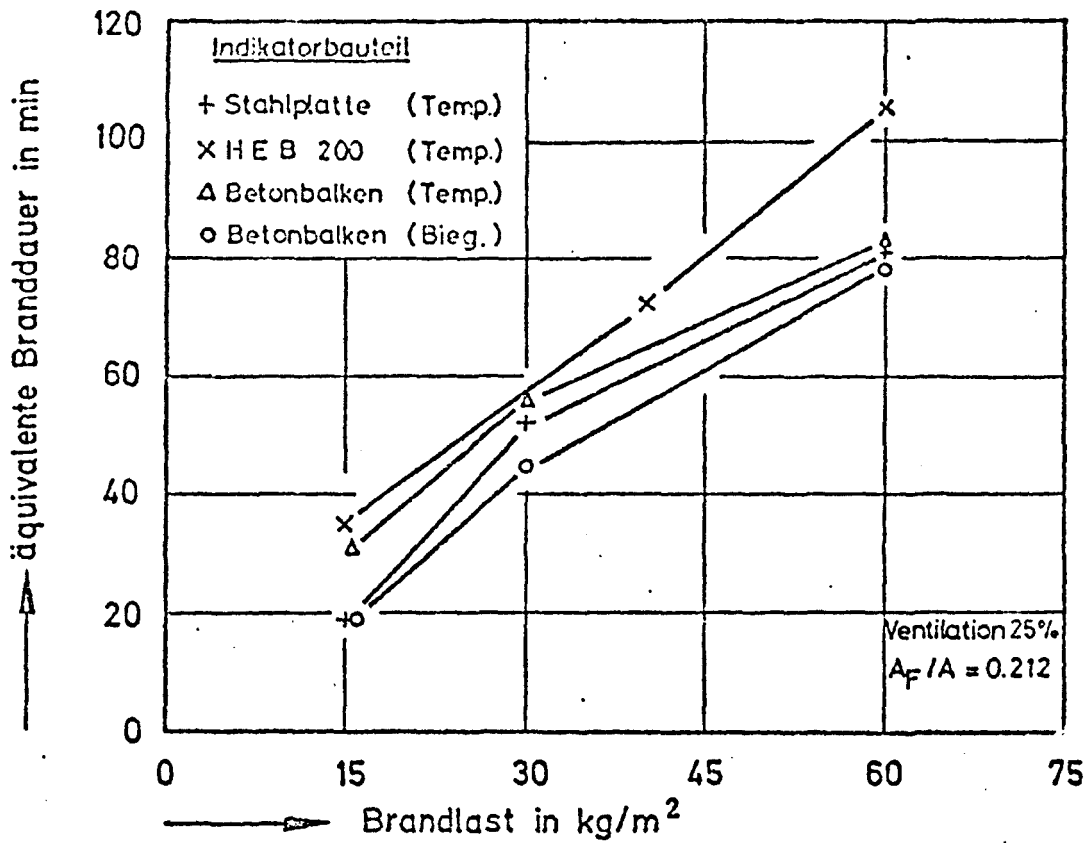


Bild 40: Vergleich der nach verschiedenen Verfahren und an unterschiedlichen Bauteilen gewonnenen äquivalenten Branddauern

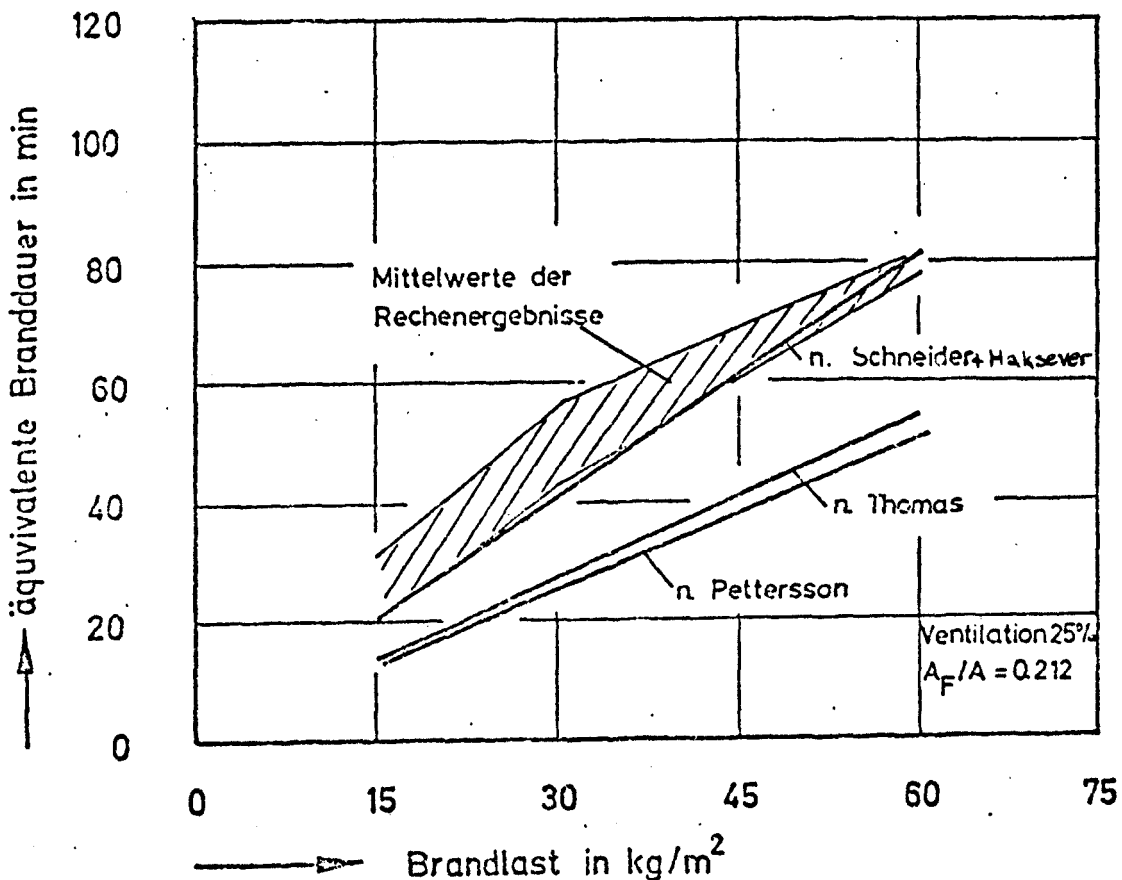


Bild 41: Äquivalente Branddauer für die isolierte Versuchskammer in Metz nach Gl. (12), (13) und (14)

Weiterhin bot es sich an, die gefundenen äquivalenten Branddauern mit Ergebnissen aus rechnerischen Untersuchungen zu vergleichen. Mit der von Thomas [15] angegebenen Formel

$$t_{\bar{a}q} = 0,24 \cdot B / \sqrt{A_t^* \cdot A_F} \quad +) \quad (12)$$

erhält man für die hier vorliegenden Verhältnisse für $t_{\bar{a}q}$ die in Tafel 12 angegebenen Werte. Nach Pettersson's [16] Formel

$$t_{\bar{a}q} = 0,28 \cdot B / \sqrt{A_t \cdot A_F \sqrt{h}} \quad (13)$$

ergeben sich Werte, die nur unwesentlich darunter liegen (s. Tafel 12, Spalte 3). Die im Rahmen dieser Untersuchung bestimmten Werte für $t_{\bar{a}q}$ liegen dagegen deutlich über diesen Rechenergebnissen, d. h. die angegebenen Formeln sind auf die hier vorliegenden Verhältnisse nicht ohne weiteres anwendbar. Möglicherweise spielt hierbei die im Metzger Brandhaus innenseitig angebrachte Wärmeisolierung zur Simulation großer Brandräume eine besondere Rolle.

T a f e l 12

Rechnerisch ermittelte äquivalente Branddauer in Minuten

Brandlast kg/m ²	$t_{\bar{a}q}$ nach Thomas	$t_{\bar{a}q}$ nach Pettersson
15	13,5	12,7
30	27,0	25,4
60	54,0	50,9

Auf Bild 41 sind die etwa vorgefundenen Verhältnisse dargestellt. Es deutet sich an, daß der von Thomas vorgeschlagene Steigungsfaktor von 0,24 auf mindestens 0,36 erhöht werden muß, damit die Meß- und Rechenergebnisse (vergl. Bild 40 und 41) wenigstens näherungsweise wiedergegeben werden können. Die

+) B = Brandlast in Mcal

$$\left. \begin{aligned} A_t^* &= 66,4 \text{ m}^2, \\ A_F &= 2,6 \text{ m}^2, \\ A_t &= 69 \text{ m}^2, \\ h &= 2,2 \text{ m.} \end{aligned} \right\}$$

Abmessungen der Versuchskammer in Metz

gefundene Beziehung lautet somit

$$t_{\bar{a}q} = 0,36 \cdot B / \sqrt{A_t^{xc} \cdot A_F} \quad (14)$$

In diesem Zusammenhang sei erwähnt, daß die hier untersuchten Brandfälle Extremfälle darstellen, d. h. Versuchsanordnung und Ventilation bei der hier betrachteten Versuchsserie in Metz waren so gewählt, daß sich die brandschutztechnisch ungünstigsten und - bezogen auf die Bauteile - härtesten Beanspruchungen einstellten. Insofern ist die hier neu vorgeschlagene Beziehung sicherlich eine extreme, darüber hinaus jedoch auch eine zur sicheren Seite hin tendierende Gleichung, obwohl Einzelwerte selbstverständlich noch darüber hinaus gehen können.

4.2. Bedeutung für die Praxis

In dem vorliegenden Bericht wurden Methoden beschrieben, die zur Ermittlung der Feuerwiderstandsdauer von Bauteilen bei natürlichen Bränden herangezogen werden können. Schwerpunktmäßig wurde ein indirektes Bemessungsverfahren behandelt, welches bereits Grundlage eines Normentwurfs ist, dessen allgemeine Anwendbarkeit bislang aber noch in der Diskussion steht. Ein Teilaspekt dieses Verfahrens ist mit dem Begriff der "äquivalenten Normbranddauer" verknüpft, und es erschien zweckmäßig, darüber in der Literatur vorliegende Berichte gezielt zu vervollständigen, um gewisse Unsicherheiten, die vorher bestanden, zu beseitigen.

Es konnte gezeigt werden, daß der Begriff "äquivalente Branddauer", unabhängig davon, ob Stahl- oder Stahlbetonbauteile zu beurteilen sind, im Mittel ⁺⁾ durchaus seine Berechtigung hat. Bei Streuungen in den Einzelwerten von durchweg weniger als 25 % haben so unterschiedliche Beurteilungskriterien wie Temperaturerhöhungen, Durchbiegungen und Verdrehungen für bestimmte Brandsituationen zu gleichen äquivalenten Branddauern geführt, unabhängig beispielsweise von den gewählten Abmessungen und Stützweiten der Stahlbetonbalken. Keine eindeutigen Aussagen konnten allerdings bei der Analyse der Durchbiegeschwindigkeiten erzielt werden. Im Hinblick auf das erzielte Gesamtergebnis scheint dieser Befund jedoch von geringerer Bedeutung zu sein.

⁺⁾ Ausnahmen bilden z. B. extreme Situationen mit ungewöhnlichem Baustoffverhalten, wie Abplatzen o. ä. oder extreme Brandraumtemperaturverläufe.

Ein Vergleich der gefundenen Brandwirkungen an Stahlbetonbauteilen mit Werten, die anhand von in der Literatur bekannten Rechenformeln gewonnen wurden, hat für die hier untersuchten Fälle keine Übereinstimmung ergeben. Die von Thomas und Pettersson angegebenen Formeln für t_{aq} zeigen nach diesen Ergebnissen und für die hier untersuchten Fälle um 30 % zu kleine Werte. Zur genauen Klärung dieser Situation sind offenbar weitere Untersuchungen und Bemühungen erforderlich.

5. Literaturverzeichnis

- [1] Arnault, P. et al.: "Rapport Experimental Sur Les Essais Avec Des Feux Naturels Executes Dans La Petite Installation." Maizieres-Les-Metz, Juin 1973.
- [2] Knublauch, E.: "Über Ausführung und Aussagefähigkeit des Normbrandversuches nach DIN 4102, Blatt 2, im Hinblick auf die Nachbildung natürlicher Schadensfeuer". BAM-Berichte Nr. 16, Berlin, August 1972.
- [3] Schneider, U.: "Über die Möglichkeit der Umrechnung von natürlichen Bränden auf die Brandbeanspruchung nach DIN 4102". Zentralblatt für Industriebau, 19. Jahrgang, Heft 1, S. 24/29, C.R.Vincentz Verlag, Hannover, Januar 1973.
- [4] Bechtold, R.: "Brandversuche in Lehrte". Persönl. Mitteilung, Januar 1977.
- [5] Kawagoe, K.: "Fire Behaviour in Rooms". Building Research Institute, Report Nr. 27, Tokio, September 1958.
- [6] Butcher, E.G., et al.: "Comparison between furnace tests and experimental fires". Her Majesty's Stationary Office, Symposium No. 2, London, 1967.
- [7] Tien, C.L., et al.: "Analytical basis for fire radiation". Letters in Heat an Mass Transfer, Vol. 1, S. 79/82, Pergamon Press, 1974.
- [8] Dayan, A., Et al.: "Radiant heating from a cylindrical fire column". Report No. UCE FRG 75-4, University of California, 1975.

- [9] Schack, A.: "Der industrielle Wärmeübergang". 7. Auflage, Verlag Stahleisen GmbH, Düsseldorf, 1969.
- [10] Klingsch, W.: "Traglastberechnung instationär thermisch belasteter schlanker Stahlbetondruckglieder mittels zwei- und dreidimensionaler Diskretisierung". Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau, Heft 33, Braunschweig, Mai 1976.
- [11] Haksever, A.: "Zur Frage des Trag- und Verformungsverhaltens ebener Stahlbetonrahmen im Brandfall". Dissertation, TU Braunschweig, 1977.
- [12] Kordina, K.: "Jahresbericht 1973/74 des Sonderforschungsbereiches 148". TU Braunschweig, Dezember 1974.
- [13] Twilt, L.: "European recommendation for fire safety of building structures Part II, Delft, März 1975.
- [14] Kordina, K.: "Erwärmungsvorgänge an balkenartigen Stahlbetonbauteilen unter Brandbeanspruchung". DAfStB, Heft 230, Verlag W. Ernst & Sohn, Berlin, 1975.
- [15] Pettersson, O.: "The connection between a real fire exposure and the heating conditions according to standard fire resistance tests, with special application to steel structures". Lund, 1973.
- [16] Thomas, P.H.: "The fire resistance required to survive a burn out". F. R. Note No. 901, November 1970.